

UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI NAPOLI FEDERICO II



***Dottorato di ricerca in Ingegneria Chimica, dei Materiali e
della Produzione***

***Indirizzo Tecnologie e Sistemi Intelligenti per l'Automazione
della Produzione***

XIX ciclo

TESI DI DOTTORATO

**ANALISI NUMERICO SPERIMENTALE DI
PROCESSI INNOVATIVI DI FORMATURA
DI LAMIERE**

**Coordinatore
Prof. Ing. Nino Grizzuti**

**Dottorando
Ing. Antonio Formisano**

**Referente
Prof. Ing. Giuseppe Giorleo**

**Tutor
Prof. Ing. Fabrizio Memola Capece Minutolo**

Anno Accademico 2005/2006

INTRODUZIONE	1
CAPITOLO 1.....	2
PROCESSI DI FORMATURA DI LAMIERE METALLICHE	
<i>1.1 INTRODUZIONE.....</i>	<i>2</i>
<i>1.2 IL PROCESSO DI DEEP DRAWING CONVENZIONALE</i>	<i>2</i>
<i>1.3 PROCESSI INNOVATIVI DI FORMATURA</i>	<i>6</i>
1.3.1 Hydroforming.....	7
1.3.2 Hydromechanical forming.....	8
1.3.3 Hydromechanical redrawing	10
1.3.4 Hydraulic stretch forming	10
1.3.5 Combined deep drawing and stretch forming	11
1.3.6 Double-blank hydroforming.....	12
1.3.7 Aquadraw	12
1.3.8 Counter pressure deep drawing e redrawing	14
1.3.9 High pressure radial extrusion process.....	15
1.3.10 Hydraulic-pressure augmented deep drawing	17
1.3.11 Incremental forming.....	18
CAPITOLO 2.....	20
COMPORTAMENTO MECCANICO DEI METALLI	
<i>2.1 INTRODUZIONE.....</i>	<i>20</i>
<i>2.2 COMPORTAMENTO ELASTICO E PLASTICO DI UN MATERIALE ..</i>	<i>20</i>
<i>2.3 PARAMETRI PER LA CARATTERIZZAZIONE DEI METALLI.....</i>	<i>22</i>
<i>2.4 MATERIALI ANISOTROPI PLASTICI.....</i>	<i>24</i>
<i>2.5 EFFETTI DELLA VELOCITÀ DI DEFORMAZIONE</i>	<i>30</i>
<i>2.6 CURVE DI FORMABILITÀ.....</i>	<i>37</i>
<i>2.7 FORMABILITÀ NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING</i>	<i>47</i>
CAPITOLO 3.....	51
IL PROCESSO DI HYDROFORMING	
<i>3.1 INTRODUZIONE.....</i>	<i>51</i>
<i>3.2 FUNZIONAMENTO DELLA PRESSA IDRAULICA</i>	<i>51</i>
<i>3.3 CARATTERISTICHE DEL PROCESSO.....</i>	<i>54</i>
<i>3.4 VANTAGGI E SVANTAGGI DEL PROCESSO DO HYDROFORMING .</i>	<i>59</i>
3.4.1 Vantaggi	59
3.4.2 Svantaggi.....	60
<i>3.5 PARAMETRI DEL PROCESSO DI HYDROFORMING.....</i>	<i>61</i>

3.5.1 Limiti di pressione.....	61
3.5.2 Influenza delle leggi di pressione.....	64
3.5.3 Influenza dell'attrito	68
3.6 <i>FRATTURE E RAGGRINZIMENTI</i>	70
CAPITOLO 4	76
IL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING	
4.1 <i>INTRODUZIONE</i>	76
4.3 <i>FORZE E DEFORMAZIONI NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING</i>	78
4.4 <i>PARAMETRI DI PROCESSO</i>	81
4.4.1 Tipo di utensile ed attrito all'interfaccia utensile/lamiera	81
4.4.2 Dimensioni dell'utensile e anisotropia piana	82
4.4.3 Avanzamento verticale	85
CAPITOLO 5	87
MODELLAZIONE NUMERICA DEI PROCESSI DI FORMATURA	
5.1 <i>INTRODUZIONE</i>	87
5.2 <i>DESCRIZIONE DEL FILE DI INPUT DI LS-DYNA</i>	88
5.3 <i>DESCRIZIONE DEL MOTO E SOLUZIONE DELLE EQUAZIONI DI EQUILIBRIO</i>	90
5.3.1 Approccio lagrangiano ed euleriano al problema del moto di un corpo	90
5.3.2 Soluzione delle equazioni di equilibrio	94
5.4 <i>STABILITÀ DEL CENTRAL DIFFERENCE METHOD</i>	100
5.5 <i>MODALITÀ DI GESTIONE DEL TIME STEP IN LS-DYNA</i>	102
5.6 <i>ALGORITMI DI CONTATTO E IMPATTO</i>	104
5.6.1 Metodo dei vincoli cinematici.....	105
5.6.2 Penalty Method	106
5.6.3 Distributed Parameters Method.....	107
5.7 <i>DETERMINAZIONE DELL'ENERGIA DI CONTATTO</i>	109
5.8 <i>LIBRERIA DEGLI ELEMENTI</i>	110
5.9 <i>MODELLAZIONE DI PROCESSI DI FORMATURA</i>	114
5.9.1 Riduzione del tempo di calcolo	115
5.9.2 Modellazione dei componenti	115
5.9.3 Scelta dei materiali e dei contatti	116
5.9.4 Condizioni al contorno	116
5.9.5 Simulazione di processi multistep	117
CAPITOLO 6	118

ANALISI NUMERICO SPERIMENTALE DEL PROCESSO DI HYDROFORMING

6.1 INTRODUZIONE.....	118
6.2 CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASSIALSIMMETRICO.....	122
6.3 SIMULAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASSIALSIMMETRICO.....	126
6.4 CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETRICO.....	129
6.5 SIMULAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETRICO.....	134
6.6 OTTIMIZZAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETRICO.....	147
6.7 CONCLUSIONI.....	156
CAPITOLO 7.....	157
ANALISI NUMERICO SPERIMENTALE DEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING	
7.1 INTRODUZIONE.....	157
7.2 ANALISI DELLE FORZE DI IMBUTITURA IN RELAZIONE AL PERCORSO ED AL DIAMETRO DELL'UTENSILE.....	158
7.3 VALUTAZIONE DEL MASSIMO ANGOLO DI INCLINAZIONE DI TRONCHI DI PIRAMIDE E CONO.....	165
7.4 INFLUENZA DEL FATTORE ROTAZIONE DELL'UTENSILE NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING.....	174
6.3.1 Forze esplicate nel contatto punzone-lamiera.....	176
6.3.2 Analisi termica.....	181
6.3.3 Rugosità superficiale.....	182
7.5 CONCLUSIONI.....	184
CONCLUSIONI.....	188
BIBLIOGRAFIA.....	189

INTRODUZIONE

Il lavoro svolto in questa tesi, relativa al Dottorato di Ricerca in Ingegneria Chimica, dei Materiali e della Produzione, indirizzo Tecnologie e Sistemi Intelligenti per l'Automazione della Produzione, è orientato all'analisi numerico sperimentale di processi innovativi di formatura di lamiere.

È stata presentata una panoramica dello stato dell'arte relativo ai processi di formatura di lamiere metalliche, seguita dallo studio approfondito dei materiali metallici e della loro caratterizzazione meccanica, soffermandosi in particolare sul concetto di formabilità delle lamiere e sulle curve di formabilità dei materiali.

In seguito, è stata posta l'attenzione su due processi, l'hydroforming e l'incremental forming, presentando quelle che sono le caratteristiche principali di questi due processi innovativi di formatura. Ne sono stati sottolineati i vantaggi ed i punti deboli, in confronto ai tradizionali processi di formatura, oltre ad essere presentati i principali parametri di processo.

Alla fase di studio dei due processi di cui sopra ha fatto seguito un'analisi numerico sperimentale; la fase numerica è stata condotta tramite il codice di calcolo agli elementi finiti LS-DYNA, ampiamente utilizzato per numerosi studi applicati al campo del metal forming e di cui si è riportata un'ampia trattazione.

Gli obiettivi che si volevano raggiungere sono stati principalmente:

- Ottimizzazione del processo di formatura di un componente di geometria complessa realizzato mediante il processo di hydroforming; Per il raggiungimento di tale obiettivo è stata preliminarmente condotta un'analisi numerico sperimentale su una geometria semplice al fine di validare il FEM per poi sfruttare le potenzialità del codice di calcolo al fine di individuare il migliore ciclo di formatura del componente in esame;
- Analisi di alcuni parametri chiave del processo di incremental forming; Sulla base degli studi condotti si è risaliti alla valutazione di alcuni parametri caratteristici del processo in esame, di cui in letteratura non si posseggono conoscenze comparabili con i più usuali processi di formatura di lamiere metalliche, per poi passare, previa analisi agli elementi finiti, alla realizzazione di geometrie complesse.

CAPITOLO 1

PROCESSI DI FORMATURA DI LAMIERE METALLICHE

1.1 INTRODUZIONE

Negli ultimi decenni, il processo di deep drawing di lamiere metalliche ha ottenuto un crescente interesse nel mondo delle industrie automobilistiche, aerospaziali ed elettriche per i notevoli vantaggi che esso presenta se paragonato con i metodi convenzionali di formatura. Le innumerevoli applicazioni di tale tecnica per la costruzione di componenti sono dovute principalmente ai vantaggi ottenibili sulle proprietà delle parti e alla riduzione in peso delle stesse; infatti, si riscontrano riduzioni in peso del 30% circa rispetto alle convenzionali metodologie di produzione. Inoltre, vi è un notevole risparmio economico dovuto alla riduzione dei tempi dei cicli di produzione.

In questo capitolo si riporterà dapprima il processo di deep drawing convenzionale per poi analizzare alcuni processi innovativi di imbutitura profonda.

1.2 IL PROCESSO DI DEEP DRAWING CONVENZIONALE

Il deep drawing è un processo di formatura in cui una lamiera metallica, interposta tra uno stampo ed una corona di premilamiera, è formata sotto l'azione di un punzone che forza il metallo all'interno della cavità dello stampo (figura 1.1). Tale processo, applicabile a lamiere metalliche particolarmente duttili, si differenzia da altri processi di formatura in quanto può raggiungere profondità di imbutitura notevoli rapportati al diametro del componente da formare (in termini tecnici, si indicherà con il termine "rapporto di imbutitura" il rapporto tra il diametro della lamiera iniziale e quello della coppa da formare) e garantisce, inoltre, la possibilità di realizzare svariate forme geometriche. Tale processo consente di avere alti o bassi livelli di produzione a seconda dei componenti da realizzare, può essere automatico o manuale ed è usualmente richiesto il taglio della flangia della lamiera a lavorazione ultimata.

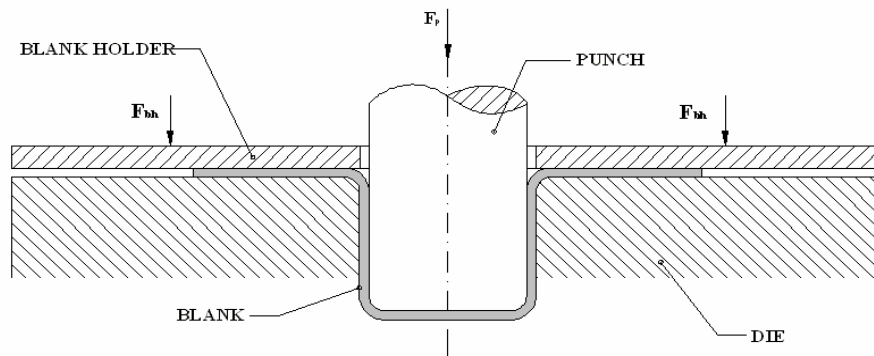


Figura 1.1) Schema del processo di deep drawing convenzionale

La corretta realizzazione del processo di deep drawing può essere influenzata da una serie di fattori importanti. Tra questi ricordiamo:

- caratteristiche della lamiera (tipo di materiale, caratteristiche del materiale, forma, taglia e spessore della lamiera);
- caratteristiche del macchinario (velocità di avanzamento del punzone, geometria dello stampo, temperatura dello stampo);
- altri (lubrificazione dei contatti lamiera-macchinario, geometria del componente da realizzare).

Le caratteristiche del materiale sono di particolare interesse in quanto determinano l'entità dello scorrimento e della resistenza del materiale; la geometria dello stampo e la lubrificazione dei contatti sono importanti in quanto possono ridurre il coefficiente d'attrito e quindi consentono un maggiore scorrimento del materiale; la velocità di avanzamento del punzone deve consentire al materiale di fluire; la temperatura dello stampo interessa la viscosità dei lubrificanti. Altri parametri significativi vengono ora analizzati più dettagliatamente.

Rapporto di imbutitura

Il rapporto di imbutitura, di cui si è data la definizione, è un parametro di cruciale importanza nella realizzazione di coppe. Il valore di tale parametro deve essere spinto non oltre alcuni limiti per consentire una corretta formatura del metallo.

Durante la formatura, la lamiera è forzata da una compressione circonferenziale a scorrere all'interno dello stampo. Se la resistenza è troppo elevata, la coppa si frattura. Se la coppa da formare presenta un diametro troppo piccolo rispetto a quello della lastra di partenza (figura

1.2 sinistra), il metallo si allunga troppo e l'assottigliamento porta alla rottura della coppa. Se invece il rapporto di imbutitura è corretto ed il raggio di ingresso dello stampo è accettabile, il metallo può scorrere liberamente all'interno della cavità dello stampo (figura 1.2 destra).

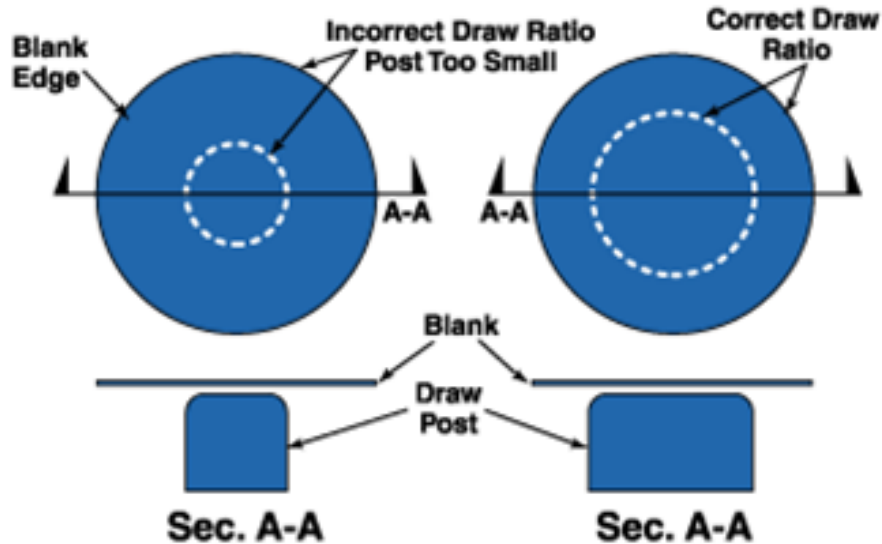


Figura 1.2) Influenza del rapporto di imbutitura nel deep drawing convenzionale

Quando bisogna realizzare un'elevata riduzione di diametro, si può effettuare un processo in più passi. Tale processo prevede un primo step realizzabile con un opportuno rapporto di imbutitura ed una riduzione progressiva della geometria per giungere alla forma definitiva. In figura 1.3 sono riportate le riduzioni di spessore in funzione della riduzione di diametro nei vari step:

Thickness of Material in Inches	Percentage of Reduction from Blank to 1st Draw	Percentage of Reduction from 1st Draw to 2nd Draw	Percentage of Reduction from 2nd Draw to 3rd Draw
0.010 - 0.014	27%	18%	17%
0.015 - 0.019	32%	20%	19%
0.020 - 0.024	35%	21%	20%
0.025 - 0.029	39%	22%	21%
0.030 - 0.034	42%	23%	22%
0.035 - 0.039	44%	26%	24%
0.040 - 0.044	46%	28%	25%
0.045 - 0.049	47%	28%	25%
0.050 - 0.054	47%	29%	26%
0.055 - 0.059	48%	29%	26%
0.060 - 0.069	48%	30%	27%
0.070 - 0.125	49%	31%	27%

Fig. 1.3) Riduzione degli spessori negli step di formatura

Per determinare il diametro e l'altezza del primo step, deve essere calcolata l'area della superficie totale del componente finito (se il componente subirà un taglio, tale ulteriore area andrà comunque considerata). Tale area andrà convertita nel diametro della lamiera iniziale. Il diametro del componente non cambierà se non dopo il primo step (figura 1.4).

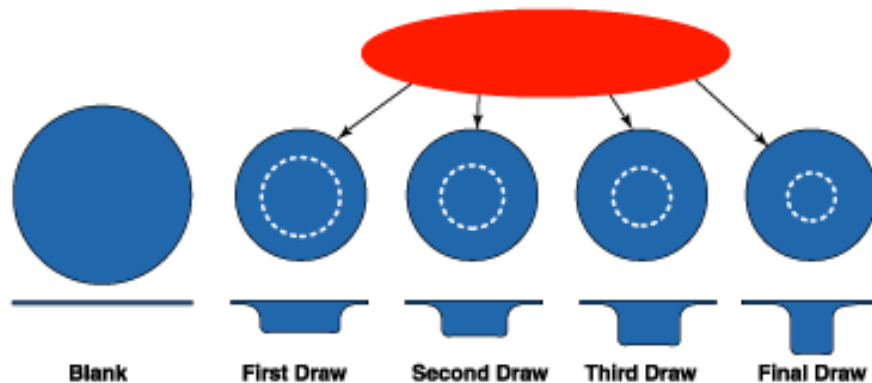


Figura 1.4) Step di riduzione in un processo di imbutitura

Raggio di ingresso dello stampo

Altri fattori importanti per un corretto svolgimento del processo sono la dimensione e l'accuratezza superficiale del raggio di ingresso dello stampo, in funzione delle quali vengono scelti il tipo e lo spessore del materiale. Se il raggio è troppo piccolo, il materiale non scorre facilmente e ciò può portare alla rottura della coppa. Se il raggio è troppo grande, e particolarmente nel caso in cui si abbiano spessori grandi, possono formarsi pieghe nella zona di raccordo e ciò può portare problemi nello scorrimento del materiale all'interno dello stampo. In figura 1.5 sono riportati i valori minimi dei raggi a seconda dello spessore della lastra per una corretta formatura. Il raggio dello stampo deve presentare un'elevata accuratezza superficiale principalmente nel verso di scorrimento del materiale e può essere realizzato con svariate qualità di acciai.

Metal Thickness	Minimum Radius
0.015 - 0.020	0.156
0.020 - 0.030	0.187
0.030 - 0.040	0.218
0.040 - 0.050	0.234
0.050 - 0.060	0.250
0.060 - 0.070	0.281
0.070 - 0.080	0.312
0.080 - 0.090	0.343
0.090 - 0.100	0.375
0.100 - 0.110	0.406
0.110 - 0.120	0.437
0.120 - 0.130	0.468
0.130 - 0.140	0.500

Figura 1.5) Raggi minimi dello stampo in funzione dello spessore della lamiera

Pressione del punzone

Al fine di un corretto scorrimento del metallo occorre poter controllare il valore di pressione del punzone. Nel caso in cui la pressione dovesse risultare troppo bassa, possono nascere raggrinzimenti che possono indurre alla rottura della coppa. Per venire incontro alla eccessiva pressione, occorre lasciare un gioco tra lo stampo ed il punzone pari al 110% dello spessore della lamiera. Con un gioco minore, il materiale rischierebbe di non fluire liberamente tra i 2 organi; con un gioco maggiore potrebbero formarsi delle pieghettature, con le conseguenze già citate.

1.3 PROCESSI INNOVATIVI DI FORMATURA

Negli ultimi 50 anni sono stati introdotti processi di formatura molto innovativi, in alcuni dei quali si fa uso della pressione idraulica per migliorare il deep drawing. Questi ultimi generalmente aumentano il rapporto di imbutitura possibile e minimizzano la variazione dello spessore della coppa formata, in aggiunta ad altri vantaggi associati.

Tra i processi di deep drawing con pressione del fluido assistito vi sono [1-2]: hydroforming, hydromechanical forming, hydraulic stretch forming, combined deep drawing and stretch forming, double-blank hydroforming, aquadraw, counter pressure deep drawing e

high pressure radial extrusion. Recentemente è stato aggiunto alla lista l'hydraulic-pressure-augmented deep drawing. Tali processi hanno delle similitudini e delle differenze. Si riportano in seguito le caratteristiche di tali tecniche, oltre ad una breve descrizione del processo di incremental forming, che sarà oggetto approfondito di studio, con l'hydroforming, nel seguito del lavoro.

1.3.1 Hydroforming

Le componenti essenziali dell'equipaggio per l'hydroforming, mostrate in figura 1.6, includono un punzone, una corona di premilamiera, una camera di pressione e una membrana di gomma usata per chiudere ermeticamente il liquido nella camera di pressione. La camera di pressione con la membrana di gomma è montata all'estremità del pistone della pressa che manda in pressione il fluido.

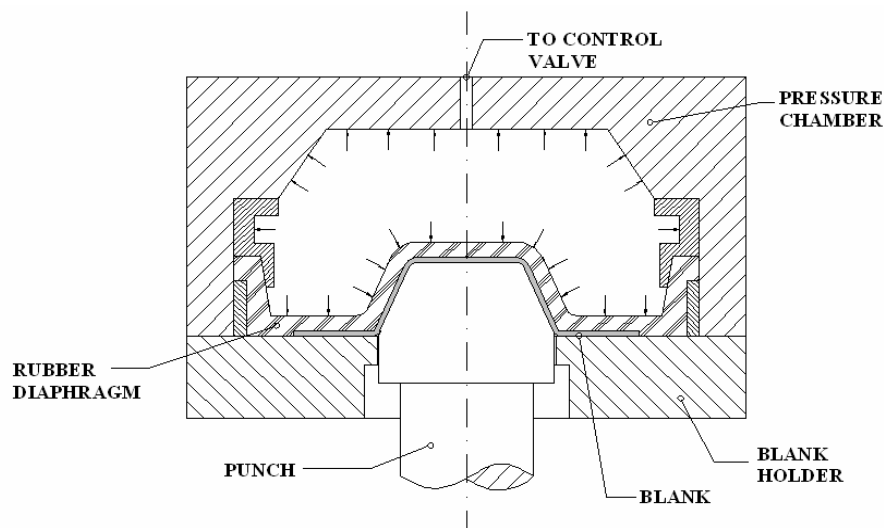


Figura 1.6) Hydroforming

Il primo passo del processo prevede il posizionamento del lamierino sulla parte alta della corona di premilamiera. In seguito, il fluido nella camera è pressurizzato in coordinazione al movimento verso l'alto del punzone. La flangia del lamierino è mantenuta pressata sulla corona di premilamiera dalla pressione del fluido trasmessa attraverso la membrana di gomma. Quando il punzone si muove nella camera di pressione, formando la coppa, una valvola di controllo regola il flusso del fluido per mantenere la pressione necessaria. La pressione aumenta con la corsa del punzone essendo la variazione di pressione predeterminata per il buon esito dell'imbutitura. Una volta che la coppa è completamente imbutita, la camera

è depressurizzata ed il punzone si ritira. La camera di pressione è allora mossa verso l'alto lasciando la coppa sulla corona di premilamiera. La pressione impiegata può essere spinta fino a valori di circa 100 MPa.

Il rapporto di imbutitura raggiungibile nell'hydroforming è alto, si ha un piccolo assottigliamento della coppa e possono essere imbutite figure asimmetriche. La pressione idraulica agisce sia sulla faccia della coppa che si sta formando che sulla flangia del lamierino. In questo modo, una pressione radiale (uguale alla pressione del fluido) agisce sulla periferia della flangia. Ciò rende possibile imbutire coppe con rapporti di imbutitura maggiori prima che la coppa raggiunga l'UTS. Il fluido pressa la coppa contro il punzone e la forza d'attrito in questo modo generata aiuta a spostare la posizione dello sforzo di imbutitura maggiore dalla regione del raggio di raccordo del punzone verso il raggio di imbutitura con progressi nell'imbutitura. Rapporti di imbutitura di circa 3,2 sono riportati in letteratura.

1.3.2 Hydromechanical forming

Un diagramma schematico in figura 1.7 mostra tale processo.

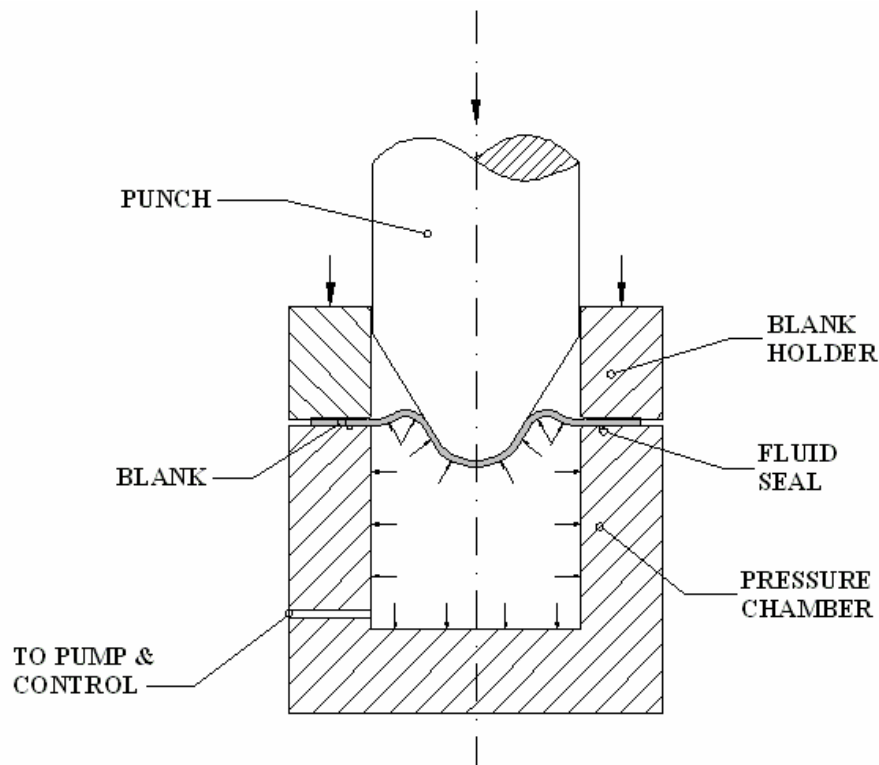


Figura 1.7) Hydromechanical forming

Un lamierino è posto su una camera a pressione raccordata sul bordo. La faccia superiore della camera ha una guarnizione idraulica per prevenire la fuoriuscita di olio dalla camera di pressione durante la formatura. La corona scende ed applica una pressione sulla lamiera. Il punzone si muove verso il basso deformando il lamierino.

Allo stadio iniziale, viene applicata una pressione in modo tale che il lamierino sporga sull'apertura anulare fra punzone e supporto. Questo aiuta ad incrementare l'area di contatto fra il punzone ed il lamierino. La pressione del fluido forza il lamierino contro la testa del punzone su questa area di contatto incrementata. In tal modo, aumentando la forza d'attrito sul lamierino si aiuta a minimizzare l'allungamento e la rottura prematura della coppa. La preformatura del lamierino riduce anche il rapporto di imbutitura per la susseguente imbutitura della coppa alla sua forma finale.

Dopo lo stadio iniziale la pressione del fluido è portata ad un livello costante, che è più alto della pressione iniziale. Alla fine dell'imbutitura la pressione si riduce a 0. La pressione costante del fluido deve essere sufficientemente alta da alzare il lamierino lontano dal raggio dello stampo durante la formatura. Come effetto di questa operazione viene eliminata la forza d'attrito dello stampo. Il profilo di pressione aumenta da un valore più piccolo all'inizio ad un massimo e dopo si riduce di nuovo con l'avanzamento dell'imbutitura.

L'hydromechanical forming è abbastanza diverso dall'hydroforming, sebbene ci siano delle similitudini; infatti, alla membrana di gomma per chiudere ermeticamente è sostituito una guarnizione sulla faccia dello stampo. Inoltre, la pressione idraulica nel processo di hydromechanical forming agisce solo su una parte della flangia, il che riduce lo sforzo di imbutitura rispetto alla tecnica di hydroforming. Sebbene sia presente un raggio di stampo nell'hydromechanical forming, il lamierino è sollevato dal raggio dello stampo e l'attrito dello stampo è trascurabile.

L'attrito benefico fra punzone e lamierino esiste anche nell'hydromechanical forming e riduce lo stato di sollecitazione e di deformazione nelle regioni critiche. La pressione idraulica può assumere gli stessi valori già incontrati nella tecnica di hydroforming.

Molte coppe, simili a quelle prodotte con il processo di hydroforming, possono essere prodotte anche con l'hydromechanical forming.

1.3.3 Hydromechanical redrawing

Il processo di hydromechanical redrawing, mostrato in figura 1.8, procede in maniera simile all'hydromechanical forming, ma invece di partire da una lamiera piana si parte da una lamiera preformata. Dalla combinazione dei processi di hydromechanical drawing e redrawing si possono produrre molte coppe.

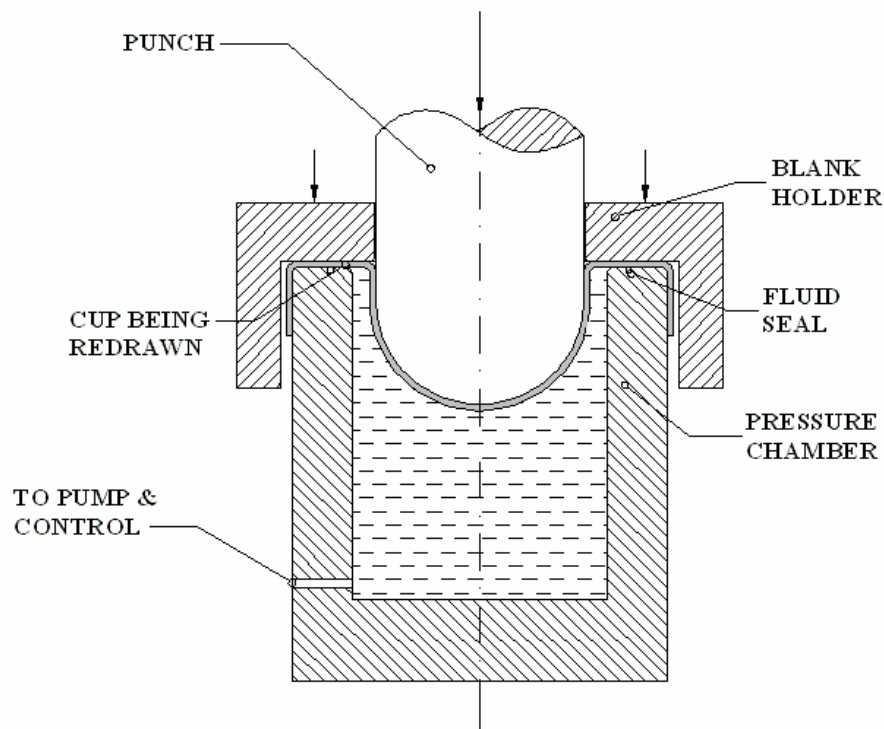


Figura 1.8) Hydromechanical redrawing

1.3.4 Hydraulic stretch forming

L'attrezzatura per questo tipo di processo è costituita da una camera di pressione idraulica e da uno stampo, come mostrato in figura 1.9. Lo stampo può essere posizionato al di sopra o al di sotto della camera. Una volta posizionato il lamierino sull'attrezzatura, esso è tenuto in posizione dalla corona di prelamiera e da una scanalatura. La pressione del fluido nella camera viene aumentata per forzare il lamierino nell'incavo dello stampo. La profondità di imbutitura, ottenuta usando tale processo, dipende dalle proprietà di formabilità del materiale.

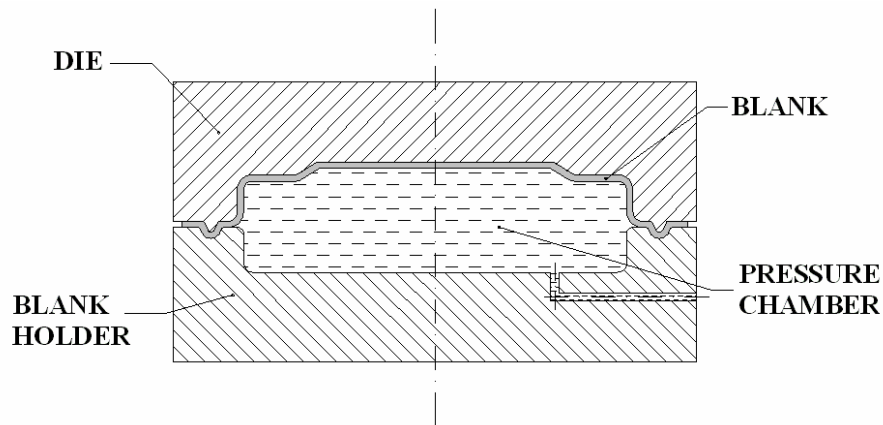


Figura 1.9) Hydraulic stretch forming

1.3.5 Combined deep drawing and stretch forming

Tramite un'adeguata forma dell'utensile ed un accurato controllo del flusso del materiale del lamierino le operazioni di stretch forming e di deep drawing possono essere combinate nella stessa operazione, come mostrato in figura 1.10.

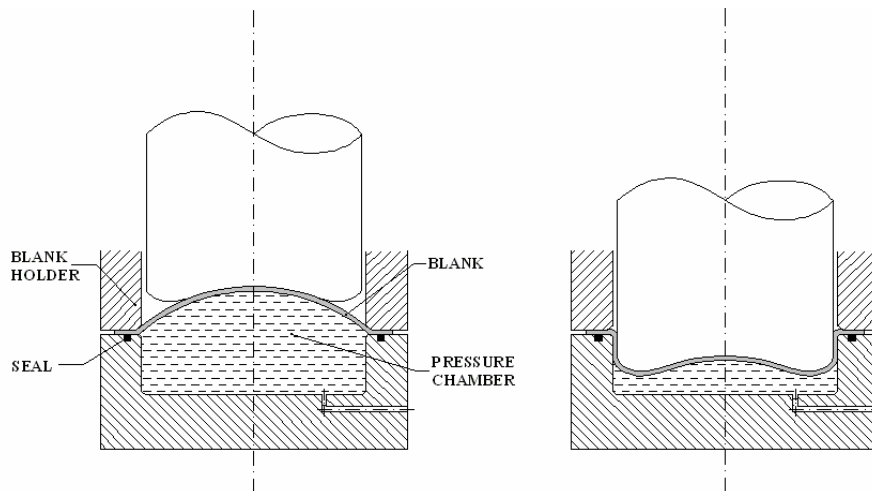


Figura 1.10) Combined deep drawing and stretch forming

Questo metodo combinato è molto adatto per la realizzazione di pannelli di autovetture. L'allungamento del lamierino provoca sforzi uniformi sulla maggior parte dell'area della superficie del componente, il che induce ad un incremento di temperatura ed una maggiore resistenza dei componenti. La componente di deep drawing del processo combinato consente

di raggiungere notevoli profondità di imbutitura e rende questo approccio ben adatto per parti geometriche complesse.

1.3.6 Double-blank hydroforming

Questo metodo di hydroforming di lamiera, mostrato in figura 1.11, è anche chiamato “pillow forming”, o “parallel-plate forming”. Due lamierini di metallo saldati sulla periferia sono inseriti fra uno stampo superiore ed uno inferiore. Il fluido in pressione è poi introdotto fra i lamierini per imbutire e forzare il materiale sui profili di stampo.

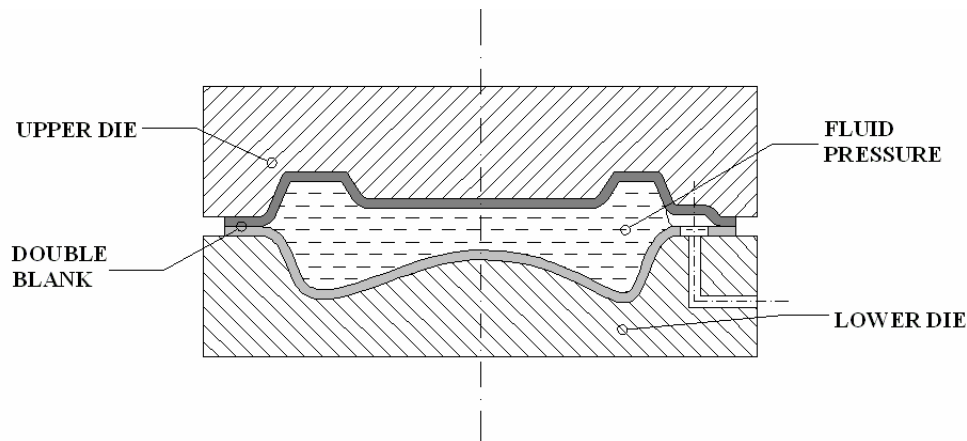


Figura 1.11) Double-blank hydroforming

Questo metodo può essere usato per produrre componenti assemblati e completamente chiusi e ciascun lamierino può essere di spessore diverso per venire incontro alle esigenze di massa e performance strutturali. Attraverso il controllo della forza di chiusura degli stampi può essere controllata la larghezza delle flange, che possono essere eliminate saldando sul bordo i lamierini.

Possibili applicazioni per questo metodo includono componenti completamente chiusi come serbatoi di carburante, membri di raccordi strutturali e componenti che non possono essere prodotti da tubi.

1.3.7 Aquadraw

L'aquadraw è simile all'hydromechanical forming, dal quale si distingue perché non presenta una guarnizione per prevenire fughe di olio dalla camera di pressione, come mostrato in figura 1.12.

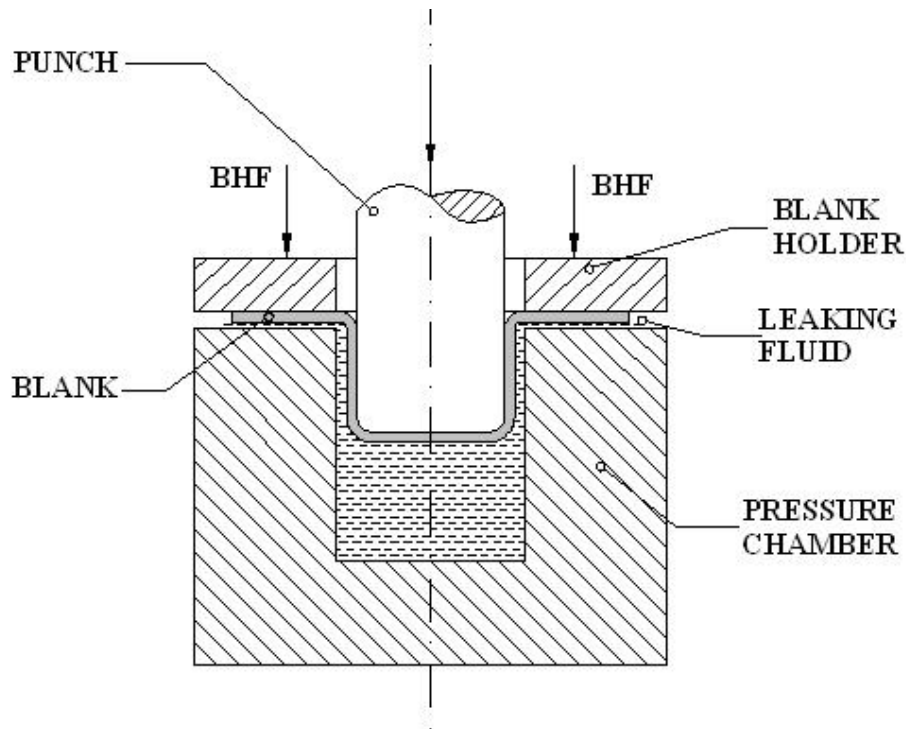


Figura 1.12) Aquadraw

Di conseguenza, la fuga di fluido in questo processo può essere sostanziale, a meno che non si applichi una elevata forza sulla corona di prelamiera (BHF). Malgrado non ci sia controllo di pressione come nell'hydromechanical forming, la pressione nella camera è intrinsecamente controllata dalla fuga di olio durante l'imbutitura. Quando il punzone entra nella cavità dello stampo, deformando il lamierino, la pressione del fluido si alza ed il fluido scorre fuori creando un film fra lamiera e stampo. Così l'attrito del raggio dello stampo e quello sulla parte più bassa della flangia sono piccoli, ma comunque, fino a quando la BHF è alta l'attrito sulla superficie superiore della flangia può essere significativo. Si sono raggiunti rapporti di imbutitura fino a 2,6 [3].

Sono stati realizzati componenti utilizzando l'acqua come fluido in pressione, senza riscontrare problemi legati alle perdite di fluido; in ogni caso, anche altri fluidi possono essere efficacemente impiegati. La pressione idraulica aumenta da 0 ad un massimo durante l'imbutitura e torna allo 0 alla fine. E' stato provato che la massima pressione idraulica richiesta durante l'imbutitura aumenta linearmente con il rapporto di imbutitura per particolari misure della lamiera. La BHF può essere modificata per prevenire increspamenti con valori troppo bassi e fratture con valori troppo alti.

1.3.8 Counter pressure deep drawing e redrawing

La figura 1.13 mostra la tecnica di hydraulic counter pressure deep drawing.

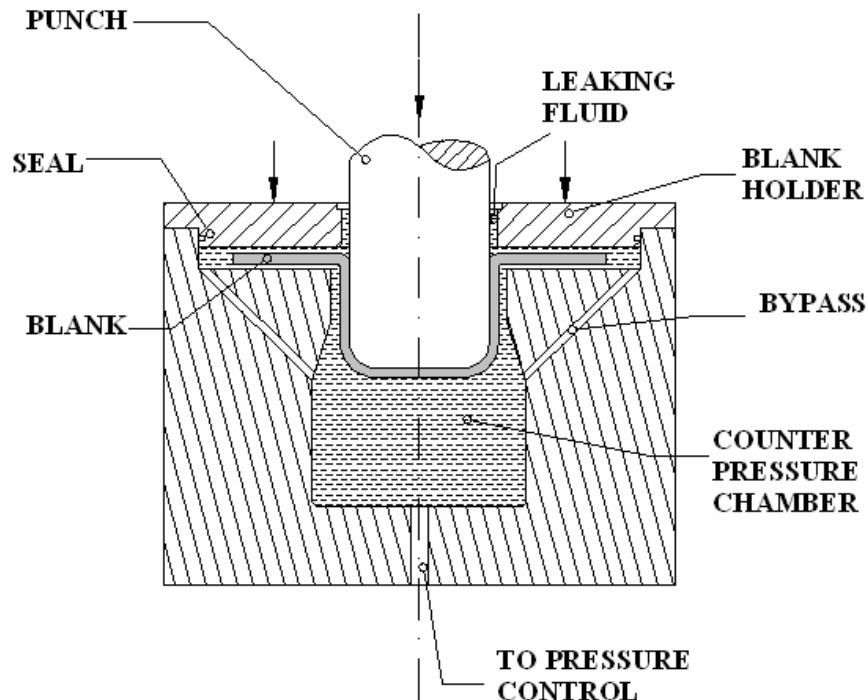


Figura 1.13) Counter pressure deep drawing

Tale metodo prevede una spinta radiale, chiamata pressione radiale di imbutitura, sulla periferia della lamiera usando un by-pass. Possono essere imbutite coppe cilindriche con rapporti di imbutitura fino a 3.3 e coppe rettangolari fino a 3.6. La camera di pressione è provvista di un by-pass attraverso il quale si fornisce il fluido pressurizzato alla periferia della lamiera ed alle superfici superiori e di fondo della flangia della coppa. Così il fluido pressurizzato preme radialmente le zone interne della lamiera, mentre si lubrificano le superfici di fondo e superiori.

Il lamierino sarà sollevato dal raggio dello stampo come nell'hydromechanical forming. In tal modo vengono eliminate tutte le resistenze. Lamiere di alluminio di spessore 0.8 mm sono imbutite con rapporti di imbutitura di 3.6 usando una pressione idraulica di circa 25 MPa.

Tale metodo è simile all'aquadraw, eccetto che per la spinta radiale e la lubrificazione della superficie superiore della lamiera dovuta al fluido pressurizzato. La forza sulla corona di premilamiera è grande e le perdite di fluido sono sostanziali come nell'aquadraw.

Il metodo hydraulic counter pressure è stato anche applicato con successo per il processo inverso di redrawing. Nel redrawing con pressione contraria (figura 1.14) la pressione idraulica pressa il bordo della coppa formata in un primo momento.

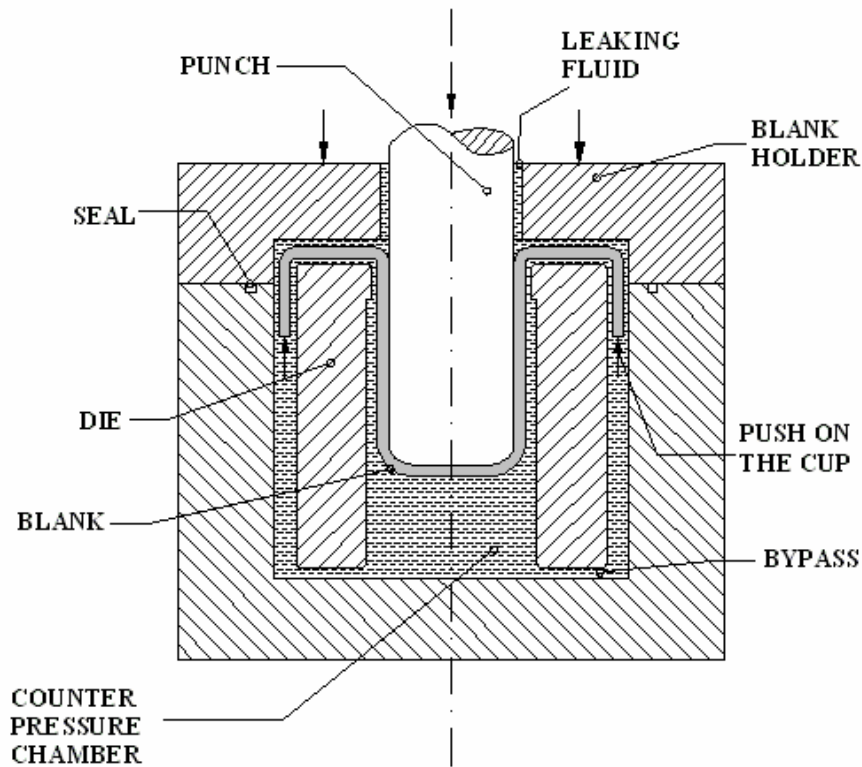


Figura 1.14) Redrawing with hydraulic counter pressure

Ciò aiuta ad aumentare il rapporto di reimpulitura. Gli effetti benefici dell'attrito punzone-coppa, la lubrificazione delle superfici superiori e di fondo della lamiera sono presenti in questa reimpulitura come nella fase di imbutitura con pressione contraria. Sono stati raggiunti rapporti di reimpulitura di 2.3.

Il profilo della pressione idraulica e la BHF sono parametri cruciali nel processo di counter pressure drawing sia nella fase di drawing che nel redrawing.

1.3.9 High pressure radial extrusion process

La figura 1.15 illustra tale metodo. La lamiera poggia sullo stampo circondato da un fluido ad alta pressione (700 MPa) ed è premuta tra stampo e corona di prelamiera da una molla [4]. La corona di prelamiera ha un fondo dentellato per fare da sigillo al fluido ed il punzone può avanzare indipendentemente dal pistone che pressurizza il fluido.

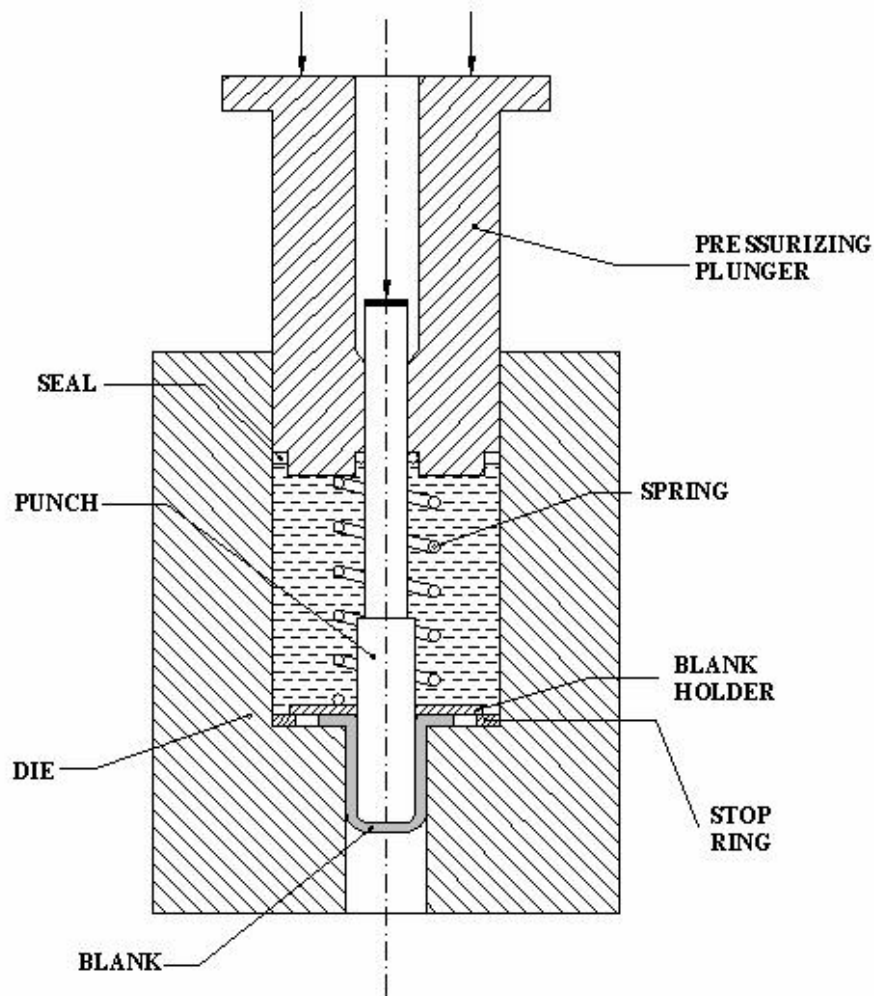


Figura 1.15) High pressure radial extrusion process

Per prevenire un'eccessiva compressione della lamiera si impiega un anello (stop ring) posto tra corona e stampo. Tale processo dà origine ad azioni importanti sulla lamiera:

- (a) la lamiera è imbutita da un punzone che lo forza nello stampo;
- (b) la pressione del fluido che circonda la lamiera incrementa la sua duttilità;
- (c) la pressione del fluido agisce sul bordo della lamiera e la forza all'interno causando un'estrusione della stessa nello stampo e anche il fluido pressurizzato applica una BHF;
- (d) la lamiera, circondata dall'alta pressione del fluido, è sottoposta ad una lubrificazione ideale.

Componenti in rame possono essere prodotti con rapporti di imbutitura di 4. Lo spessore delle pareti del componente sono il 40% dello spessore iniziale. Questa grande riduzione di spessore è causata dall'estrusione risultando un rapporto lunghezza-diametro di 5.

1.3.10 Hydraulic-pressure augmented deep drawing

Il diagramma schematico che illustra la tecnica dell'hydraulic-pressure augmented deep drawing è mostrato in figura 1.16.

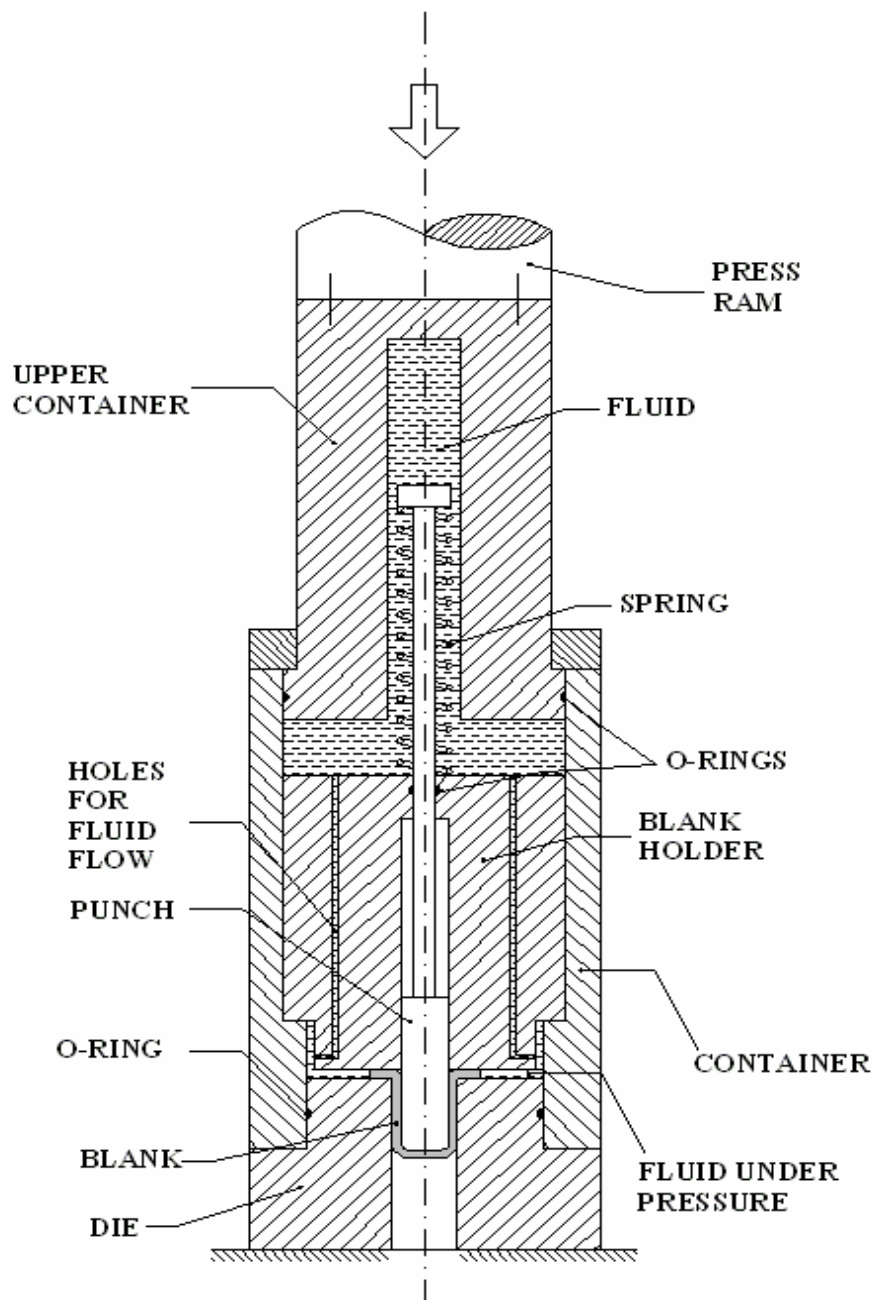


Figura 1.16) Hydraulic-pressure augmented deep drawing

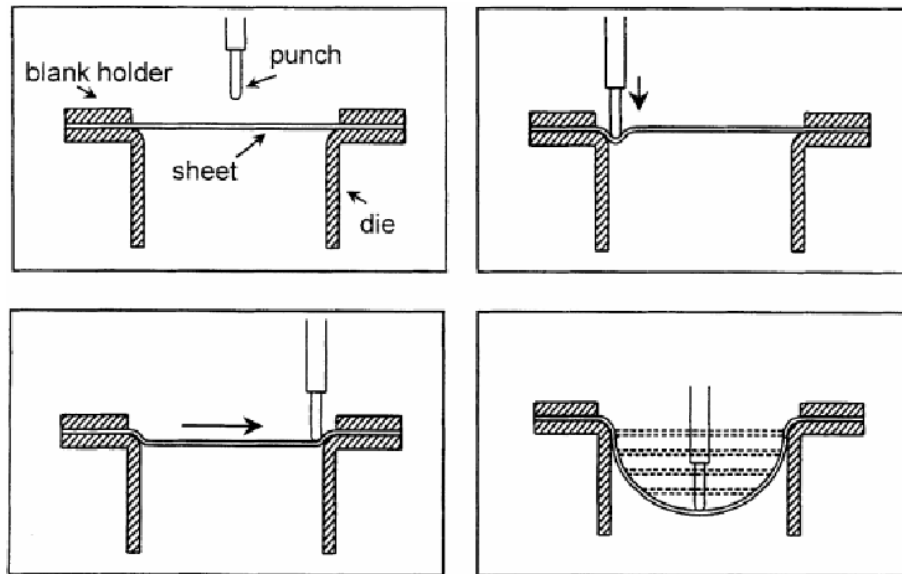
Dalla pressurizzazione del liquido in contatto con il pistone collegato al punzone si genera la forza del punzone per l'imbutitura. L'alta pressione idraulica proporzionale alla forza del punzone, così generata, raggiunge e preme la periferia della lamiera. Così, uno sforzo radiale di compressione è applicato alla periferia della flangia che si sta imbutendo, mentre il punzone applica una tensione di imbutitura sulla parete: la coppa è imbutita in maniera tiro-spinta.

Un grande sforzo radiale di compressione sulla periferia della flangia consente ad un grande diametro della flangia di essere imbutito radialmente, mentre la tensione nelle pareti della coppa è tenuta sotto l'UTS del metallo. Simultaneamente alla pressione idraulica si applica anche la pressione sulla corona di premilamiera, che è più grande della pressione idraulica, minimizzando possibili fughe di fluido attraverso la superficie della flangia. La BHF, generata automaticamente dalla pressione idraulica, aumenta da 0 ad un massimo e poi risale a 0. I due massimi non si hanno per lo stesso avanzamento della pressa; la pressione idraulica, infatti, raggiunge un massimo quando la resistenza all'imbutitura è massima, mentre la forza sulla corona di premilamiera è una funzione della pressione idraulica e dell'area della flangia in contatto con la corona. L'alta pressione idraulica lubrifica le superfici superiori e di fondo della flangia ed il raggio dello stampo della coppa che si sta imbutendo, producendo una piccola resistenza d'attrito.

Coppe di alluminio sono state imbutite con successo a partire da lamierini di 1 mm di spessore e rapporti di imbutitura di 3.5 [5].

1.3.11 Incremental forming

Nell'incremental forming, un utensile dalla forma semplice, comandato da una macchina a controllo numerico, impone localmente una deformazione plastica alla lamiera in maniera progressiva. L'utensile si muove sia orizzontalmente che verticalmente (figura 1.17) comandato da un programma con cui si setta il percorso di utensile, dando così forma alla lamiera.

**Figura 1.17) Incremental forming**

Uno dei vantaggi principali della tecnica è da associare alla possibilità di realizzare geometrie diverse mediante lo stesso utensile, attraverso il settaggio del percorso utensile specifico per la geometria da realizzare. Inoltre, la formabilità delle lamiere metalliche risulta essere più elevata per tale processo rispetto ai processi di formatura convenzionali. Dall'altro lato, il processo risulta essere più lento dei tradizionali processi di formatura e sono ancora relativamente poche le conoscenze relative ai parametri di processo.

CAPITOLO 2

COMPORTAMENTO MECCANICO DEI METALLI

2.1 INTRODUZIONE

Una delle caratteristiche principali dei metalli, che li differenzia da altri materiali, come il vetro ed i ceramici, è la loro attitudine a lasciarsi deformare, entro limiti piuttosto ampi, senza rompersi. Le deformazioni che si producono in un metallo, quando è soggetto ad una distribuzione di forze, sono di due tipi:

- elastiche;
- plastiche.

Le prime si annullano al cessare delle forze che le hanno impresse, le seconde permangono anche quando le forze che le hanno prodotte vengono rimosse.

La disciplina matematica che si occupa delle deformazioni elastiche è la teoria dell'elasticità, mentre quella che si occupa delle deformazioni plastiche è la teoria della plasticità o teoria macroscopica. Nello studio di processi tecnologici che lavorano per deformazioni plastiche, si trascurano le deformazioni elastiche in quanto queste ultime sono di almeno un ordine di grandezza inferiore rispetto alle plastiche.

Si passi allo studio dei due comportamenti, elastico e plastico, per la caratterizzazione meccanica dei metalli.

2.2 COMPORTAMENTO ELASTICO E PLASTICO DI UN MATERIALE

Nell'elasticità il materiale è considerato omogeneo, lineare elastico continuo e spesso anche isotropo. Un corpo omogeneo ha proprietà identiche in tutti i punti; isotropo significa che le proprietà sono le stesse in tutte le direzioni; linearmente elastico significa che la deformazione è sensibilmente recuperabile ed è direttamente proporzionale al carico applicato; continuo significa che il corpo non ha vuoti come cavità o discontinuità.

Nella teoria dell'elasticità lineare si usa la legge di Hooke secondo la quale lo sforzo è linearmente proporzionale alla deformazione ed è approssimata molto bene dal tratto iniziale lineare della curva σ - ε di molti materiali come acciai con medio tenore di carbonio. Il rapporto σ/ε è pressoché costante e viene indicato quale modulo di Young o modulo di elasticità E ($\sigma = E\varepsilon$). Il modulo di rigidità per il taglio è dato da τ/γ ed è indicato con G . Della legge di Hooke esiste una versione generalizzata che considera uno stato tensionale tridimensionale. Si giunge alle seguenti relazioni costitutive:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{xx} &= \frac{\sigma_{xx}}{E} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \\ \varepsilon_{yy} &= \frac{\sigma_{yy}}{E} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{zz} + \sigma_{xx}) \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{\sigma_{zz}}{E} - \frac{\nu}{E}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})\end{aligned}\quad (2.1)$$

dove ε_{ii} sono le deformazioni principali, σ_{ii} sono le tensioni principali e ν è il modulo di contrazione trasversale o modulo di Poisson. La relazione che lega E , G e ν è la seguente:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.2)$$

Per quanto riguarda il problema delle deformazioni plastiche, esso può essere affrontato sia da un punto di vista microscopico che da uno macroscopico; quest'ultima trattazione risulta più semplice e consente di giungere a relazioni utilizzabili per le applicazioni pratiche.

L'energia a cui è sottoposto un materiale soggetto ad un sistema di carichi può essere suddivisa in due componenti: una idrostatica (a cui è associata la variazione del volume) ed una deviatorica (a cui è associata la variazione di forma). Per i metalli, la componente che regola la deformazione plastica è la deviatorica. Durante la deformazione plastica, lo spostamento permanente degli atomi avviene con diversi meccanismi tra i quali il più importante è quello per scorrimento delle dislocazioni, ossia difetti presenti all'interno della struttura reticolare dei metalli. A tal proposito, la condizione di plasticità può essere indicata con la relazione di Von Mises-Hencky:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 8k^2 \quad (2.3)$$

dove k è un valore caratteristico del materiale e le σ_i sono le tensioni principali e il dominio è una circonferenza.

Una trattazione più semplice e largamente usata è quella di Guest, che prevede il raggiungimento della condizione di deformazione plastica per $\tau_{\text{MAX}} = 2k$; in tal caso il dominio è rappresentato da un esagono.

2.3 PARAMETRI PER LA CARATTERIZZAZIONE DEI METALLI

In figura 2.1 è riportato un tipico andamento della curva stress-strain per i metalli. Oggetto del seguente studio è la caratterizzazione meccanica del materiale, ossia l'individuazione delle relazioni esistenti tra le sollecitazioni e le deformazioni. A tal proposito, è opportuno sottolineare che andrà condotto uno studio dei parametri caratteristici per il tratto elastico ed uno per il tratto plastico.

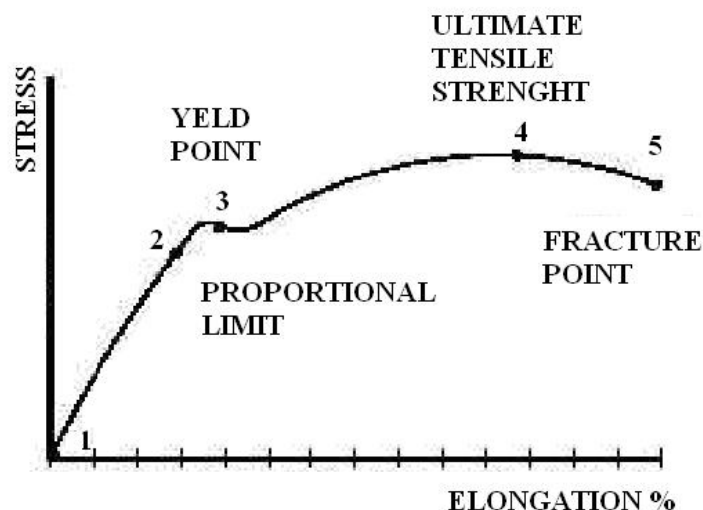


Figura 2.1) Curva stress-strain per i metalli

Il comportamento del materiale può essere considerato elastico fino al punto 3, ossia fino al limite di elasticità non proporzionale. In figura la pendenza relativa al tratto elastico è stata esaltata; in verità, si tratta di un'aliquota trascurabile se raffrontata al tratto plastico. Le caratteristiche individuabili nel tratto elastico sono le seguenti:

- modulo di elasticità o di Young E : fornisce una misura della rigidità del materiale. E è pari alla pendenza del tratto lineare della curva. Valori caratteristici di E sono:
acciaio 210000 MPa;
alluminio 71000 MPa;

rame 130000 MPa.

Questi valori cambiano poco per le leghe di tali materiali.

- tensione di snervamento Y_S : si determina attraverso la curva di pendenza E per $\varepsilon\% = 0.2\%$. La Y_S risente delle leghe, trattamenti termici, ecc...
- il modulo di Poisson: è pari al rapporto tra deformazione laterale e deformazione longitudinale $\nu = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_l}$. Valori caratteristici del modulo di Poisson sono:

acciaio 0.29;

alluminio 0.35;

rame 0.34.

Il comportamento del materiale può essere considerato plastico dal punto 3 fino al raggiungimento dell'UTS. Il tratto compreso tra la tensione di snervamento e la UTS è il migliore per quanto riguarda le lavorazioni per deformazione plastica. Oltre tale valore si hanno elongazioni localizzate ed eccessivi incrudimenti.

Nel tratto plastico si possono individuare le seguenti caratteristiche: UTS; elongazione uniforme; elongazione percentuale; coefficiente di anisotropia; ecc... Il tratto compreso tra la tensione di snervamento e la UTS in caso di incrudimento può essere modellata con la legge power-hardening:

$$\sigma_v = k \cdot \varepsilon_v^n \quad (2.4)$$

dove σ_v e ε_v sono rispettivamente la tensione e la deformazione vera (a tal proposito, si ricordi che le relazioni esistenti tra le grandezze ingegneristiche e le vere sono le seguenti:

$$\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon); \quad \sigma_v = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (2.5)$$

Per determinare il modulo di incrudimento n ed il coefficiente di resistenza k è consigliabile impiegare la forma logaritmica $\ln \sigma_v = \ln k + n \ln \varepsilon_v$. Mediante la rilevazione delle tensioni e delle deformazioni vere nell'intervallo di deformazioni comprese tra il 10 ed il 20% si può risalire, mediante il metodo statistico dei minimi quadrati, alle grandezze suddette (a tal proposito si veda l'Appendice B alla norma UNI EN 10130:2000 [6]). Il modulo di incrudimento n dà una misura della formabilità dei materiali. Per grandi valori di n , grande formabilità. Valori caratteristici per gli acciai sono compresi tra 0.19 e 0.21.

2.4 MATERIALI ANISOTROPI PLASTICI

La maggior parte dei materiali usati nel “metal forming” sono anisotropi, cioè hanno differenti proprietà nelle diverse direzioni. L’anisotropia può essere di due tipi: meccanica e cristallografica [7]. L’anisotropia meccanica può essere dovuta all’orientazione e alla distribuzione di inclusioni non metalliche, come, per esempio, scorie di silicato nell’acciaio. L’acciaio può avere un valore della UTS il 30% più basso nella direzione trasversale alla direzione di laminazione rispetto a quest’ultima. L’anisotropia cristallografica, dall’altro lato, è dovuta all’orientazione preferita dei grani cristallini che costituiscono un materiale policristallino e alla lavorazione. Dato che i cristalli dei metalli hanno differenti proprietà nelle diverse direzioni, il materiale strutturato è anisotropo. Dall’altro lato, se i grani di un materiale metallico policristallino sono orientati casualmente, il materiale è quasi-isotropo.

La ricristallizzazione da ricottura di un materiale lavorato a freddo non rimuove la struttura cristallografica, ma può, spesso, produrre una struttura differente. La struttura lavorata a freddo non è mai perfetta, ma, in genere, esiste una distribuzione all’incirca ideale come mostrato in figura 2.2.

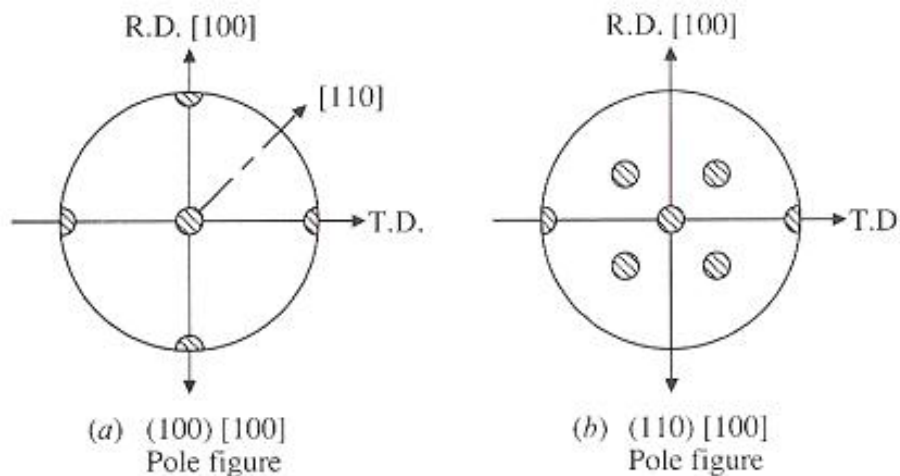


Figura 2.2) Struttura cristallografica

La teoria del continuo plastico cerca di descrivere il comportamento sforzo-deformazione di un continuo sulla base di criteri postulati di snervamento senza considerare la struttura interna. Il continuo meccanico evita anche di considerare tutti i dettagli dovuti alla presenza delle dislocazioni meccaniche. La modellazione matematica delle operazioni di “sheet metal forming” richiede un criterio di snervamento che descriva la condizione anisotropa di

snervamento del lamierino. La teoria del continuo plastico è stata in origine sviluppata per materiale isotropo come mostrato dall'equazione (2.6):

$$\frac{d\varepsilon_x}{\sigma_x - \sigma_m} = \frac{d\varepsilon_y}{\sigma_y - \sigma_m} = \frac{d\varepsilon_z}{\sigma_z - \sigma_m} = \frac{d\gamma_{xy}}{2\tau_{xy}} = \frac{d\gamma_{yz}}{2\tau_{yz}} = \frac{d\gamma_{xz}}{2\tau_{xz}} = d\lambda \quad (2.6)$$

dove σ_m è lo sforzo idrostatico e $d\lambda$ è un fattore positivo di proporzionalità detto conformità plastica. La teoria fu poi modificata da Hill per chiarire gli effetti dell'anisotropia sui processi di formazione, introducendo i parametri di plasticità anisotropa o coefficienti di anisotropia.

Delle teorie varie della plasticità anisotropa, basate sulla modifica del criterio di snervamento di Von Mises, quella formulata da Hill è la più semplice da capire e la più usata. La teoria di Hill sull'anisotropia è basata sulle seguenti assunzioni:

- 1) i parametri anisotropi aumentano in maniera proporzionale all'aumento di deformazione;
- 2) lo sforzo effettivo è funzione solo del lavoro plastico totale;
- 3) lo stato di anisotropia possiede tre assi ortogonali di anisotropia x , y e z , intorno ai quali le proprietà hanno doppia simmetria;
- 4) lo stato idrostatico di sforzo non influenza lo snervamento;
- 5) non c'è effetto Bauschinger.

Nello "sheet metal forming", il rapporto fra incrementi di deformazione in larghezza e spessore, conosciuto come r o rapporto di deformazione plastica[8], è un parametro molto usato per valutare l'anisotropia del lamierino. Esso è dato da $r_i = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t}$ ed è misurato con un

test di trazione svolto a 0, 45 e 90 gradi rispetto alla direzione di laminazione del lamierino precedentemente alla formatura. Per esempio, dato che l'asse x è stato preso nella direzione di laminazione e, quindi, forma un angolo di 0 gradi con la direzione di laminazione stessa, come mostrato in figura 2.3, il valore r è espresso in termini di coefficienti di Hill dall'eq.

$$(2.7) \text{ come: } r = r_0 = \frac{\varepsilon_w^0}{\varepsilon_t^0} \quad (2.7)$$

Similmente per un provino a trazione uniassiale nella direzione y o a 90 gradi rispetto alla direzione di laminazione si ha: $r_y = r_{90} = \frac{\varepsilon_w^{90}}{\varepsilon_t^{90}}$.

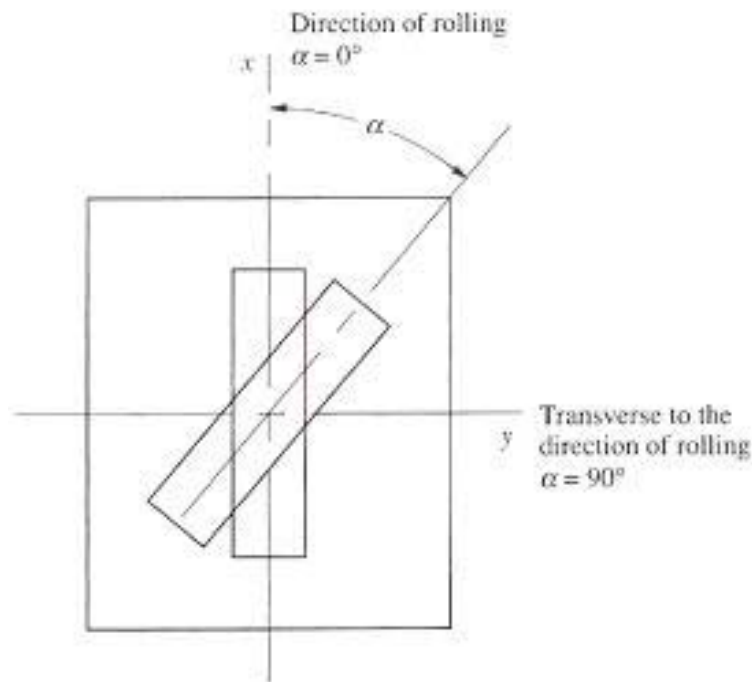


Figura 2.3) Posizione dell'asse del provino

Il rapporto di deformazione anisotropo plastico r è usualmente determinato manualmente. Esso può comunque essere misurato più o meno automaticamente. Uno di questi metodi consiste nell'inserire un provino a trazione in una macchina per test a trazione e le lunghezze iniziali e finali sono monitorate usando un trasduttore di spostamento lineare. Tutte le misurazioni sono memorizzate elettronicamente ed il valore r è calcolato da un computer analogico. Il valore r può essere anche misurato convenientemente e rapidamente da un oscillatore a precisione magnetica appositamente realizzato. Tale metodo è basato sul principio che le proprietà magnetiche e meccaniche del cristallo variano nelle diverse direzioni cristallografiche. Dato che il valore di r dipende dalle variazioni delle proprietà del lamierino nelle diverse direzioni dovute ad orientazioni preferite dei grani cristallini come risultato di lavorazioni a freddo, è possibile misurarlo usando le proprietà magnetiche.

Un metodo più semplice per trovare il valore di r è quello di valutare ε_l , ε_w e ε_t , rispettivamente deformazioni lungo la direzione della lunghezza l , della larghezza w e dello spessore t del provino sottoposto a trazione, e, considerando l'invariabilità del volume, porre:

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln\left(\frac{w_0}{w_f}\right)}{\ln\left(\frac{t_0}{t_f}\right)} = \frac{\ln\left(\frac{w_0}{w_f}\right)}{\ln\left(\frac{w_f l_f}{w_0 l_0}\right)} \quad (2.8)$$

Le relazioni che coinvolgono sforzo e deformazione che si considerano sono:

- 1) quelle che coinvolgono il criterio di snervamento e il flusso associato;
- 2) quelle che coinvolgono le funzioni di sforzo generalizzato o effettivo e le deformazioni equivalenti al sistema di sforzo sotto esame;
- 3) le equazioni costitutive che mettono in relazione lo sforzo con la deformazione e le altre variabili di interesse per materiali differenti indipendentemente se sono in continuo isotropo o aggregati policristallini anisotropi.

Per mettere in relazione σ con ε o con $\dot{\varepsilon}$ (velocità di deformazione) si ha bisogno di alcuni tipi di modelli di materiale o di equazioni costitutive. Inoltre, servono alcune relazioni di flusso plastico e sforzi e deformazioni equivalenti che derivano dalla meccanica del continuo. Le equazioni costitutive della meccanica del continuo forniscono un modello o una struttura per vari fenomeni di deformazione che devono essere spiegati dalla teoria fondamentale, forniscono un effetto unificante per i rapporti fra i dati della teoria e quelli sperimentali in modo sistematico e una struttura per organizzare ed esaminare criticamente i dati sperimentali più efficientemente. Se le deformazioni che limitano la formabilità in un processo complesso di formatura devono essere calcolate accuratamente, è necessario usare un modello matematico del materiale che è composto da equazioni costitutive che prendono in considerazione tutti i fattori rilevanti. Tale modello descrive il comportamento del flusso del materiale sotto l'influenza di forze esterne.

C'è essenzialmente una relazione costitutiva fra lo sforzo effettivo $\bar{\sigma}$, la deformazione effettiva $\bar{\varepsilon}$, la velocità di deformazione effettiva $\dot{\bar{\varepsilon}}$, la temperatura T , la macro o microstruttura del materiale S , come riportato da: $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T, S)$. Questo modello di caratterizzazione del materiale è usato come input nel modello del processo per tenere in considerazione l'influenza delle proprietà del materiale sulla distribuzione dello sforzo e della deformazione durante la formatura di una parte. Per esempio, gli acciai, generalmente, obbediscono alla legge di Ludwik-Hollomon, $\sigma = k\varepsilon^n$, in modo soddisfacente, come mostrato

in figura 2.4, dove la bontà di adattamento per una lega di alluminio 2036-T4 non persiste per alte deformazioni [9].

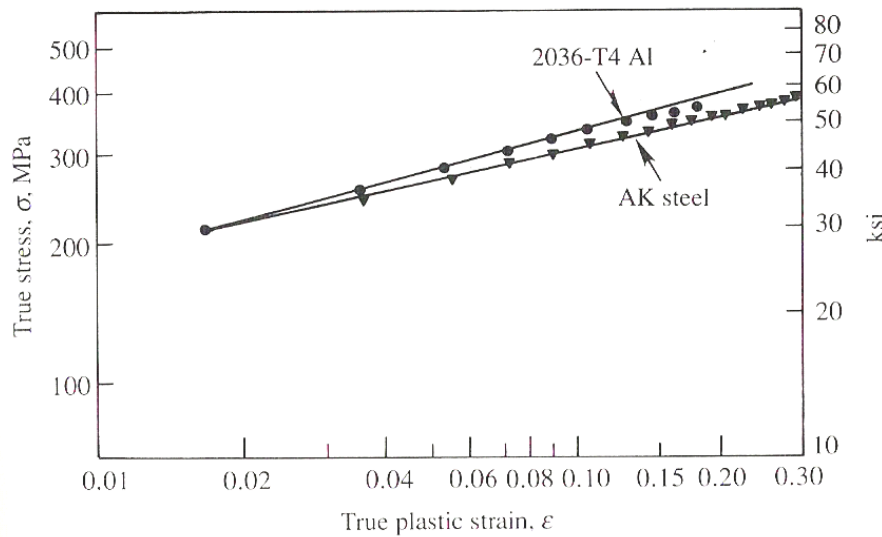


Figura 2.4) Legge di Ludwik-Hollomon

La seguente equazione, per sforzi e deformazioni equivalenti per un alluminio trattato e per acciai a basso tenore di carbonio (con un coefficiente di anisotropia normale $r=1.18$) è riportata come esempio: $\sigma = 530\epsilon^{0.28}$ MPa.

Per le leghe di alluminio 2024-O e 7075-O, a temperatura costante, si hanno le seguenti equazioni:

$$\bar{\sigma} = k\bar{\epsilon}^n \quad (2.9)$$

$$\bar{\sigma} = k(\bar{\epsilon}_0 + \bar{\epsilon})^n \quad (2.10)$$

dove k , n e $\bar{\epsilon}_0$ sono costanti del materiale. La media fornita dall'equazione (2.10) e dai dati sperimentali per range di velocità di deformazione da 10^{-5} a 10^{-1} s^{-1} per leghe di alluminio 2024-O a 25°C è [10]:

$$\bar{\sigma} = 265.7(-0.023 + \bar{\epsilon})^{0.134} \quad \text{per } \bar{\epsilon} > 0.05 \quad (2.11)$$

dove $\bar{\sigma}$ è in MPa. Questa equazione vale per una vasta regione di deformazione ($\bar{\epsilon} > 0.05$).

Siccome il lamierino possiede anisotropia piana (differenti proprietà nelle diverse direzioni sulla sua superficie), l'equazione è ristretta ad una singola orientazione, in questo caso, alla direzione di laminazione. Nella modellazione del comportamento di "strainhardening", i dati

sperimentali tracciati come mostrato in figura 2.5, nella quale il log di γ è riportato rispetto a $\log \bar{\sigma}$.

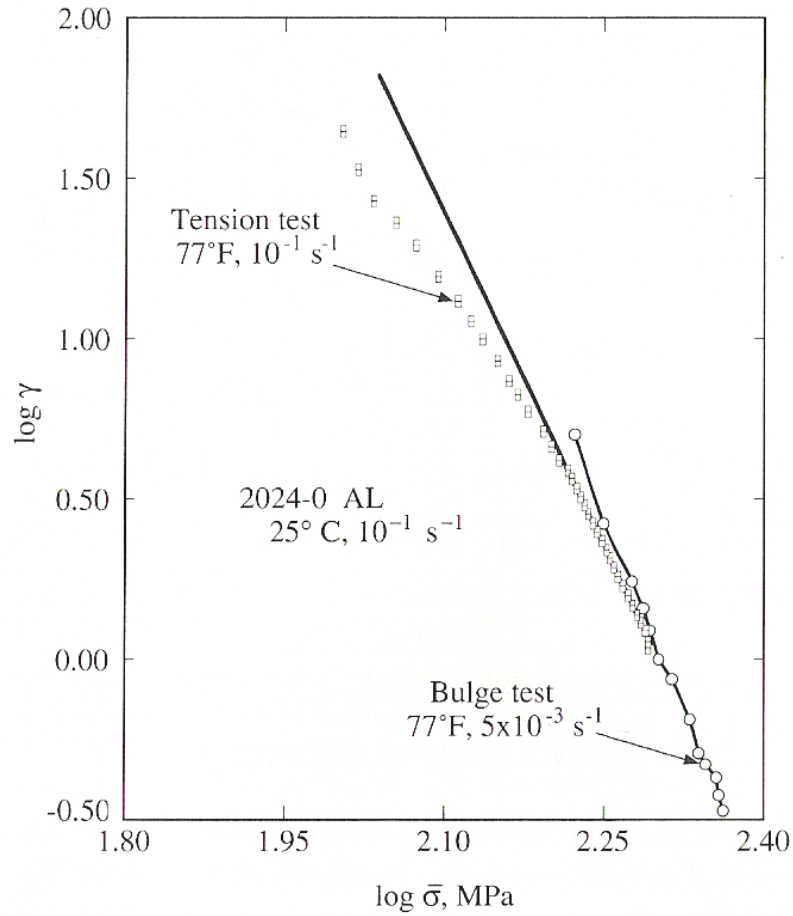


Figura 2.5) Comportamento di strainhardening

Le scelte esplicite della variabile, $\gamma = \gamma(\sigma, \dot{\epsilon})$, sono basate sul concetto di Hart, inglobato nell'equazione di stato costitutiva (2.12), che postula che le variabili coinvolte sono variabili di stato e che descrive le proprietà correnti e future del materiale a temperatura costante e in assenza di recupero o di ricristallizzazione [11]:

$$d \ln \sigma = \gamma d \ln \dot{\epsilon} + v d \ln \epsilon \quad (2.12)$$

dove γ è il coefficiente di “strainhardening” e v è la sensibilità della velocità di deformazione, entrambi sono funzioni di σ e di $\dot{\epsilon}$. Il coefficiente di “strainhardening” γ può essere espresso da: $\gamma = \left(\frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln \dot{\epsilon}} \right)_{\epsilon}$

e la sensibilità della velocità di deformazione da: $v = \left(\frac{d \ln \sigma}{d \ln \dot{\epsilon}} \right)_\epsilon$

La scelta esplicita delle variabili γ e v è basata sul concetto di Hart che queste sono variabili di stato, che descrivono la storia della deformazione anteriore e presente. L'uso del simbolo v , piuttosto che il più convenzionale m , è per accentuare che la sensibilità della velocità di deformazione non è necessariamente una costante indipendente di ϵ e di $\dot{\epsilon}$. I valori v ed m devono essere identici se il diagramma $\ln \sigma - \ln \dot{\epsilon}$, ottenuto per una deformazione costante, è una linea retta. Inoltre, la scelta di $\ln \epsilon$ e $\ln \dot{\epsilon}$ come variabili base piuttosto che σ ed ϵ è per semplificare le applicazioni sperimentali e per la natura dimensionale di γ e v . Inoltre, σ ed ϵ sono più indicative dello stato meccanico del provino rispetto a σ ed ϵ . Per un piccolo range di deformazione ($0.005 < \bar{\epsilon} < 0.05$) e, con le stesse condizioni suddette, per un grande range di deformazione come espresso nelle eq. (2.10) e (2.11), si trova che ϵ_0 è circa 0 e la relazione sforzo-deformazione è della forma di Ludwik-Hollomon per una gran quantità di leghe di alluminio 2024-O a temperatura ambiente, cioè: $\bar{\sigma} = 339 \bar{\epsilon}^{-0.241}$ dove $\bar{\sigma}$ è lo sforzo in Mpa.

La seguente relazione proposta da Voce fornisce abbastanza bene il comportamento di “strainhardening” dell’ottone e del rame: $\sigma = \sigma_S - (\sigma_S - \sigma_Y) e^{-\epsilon/n}$ (2.13) dove σ_S è lo sforzo del flusso di saturazione (asintotico), σ_Y è la resistenza iniziale del materiale, n è l’esponente di “strainhardening” ed e è il logaritmo in base naturale.

Per scegliere nel migliore dei modi il materiale da utilizzare, si devono studiare le proprietà e valutare le curve di formabilità.

2.5 EFFETTI DELLA VELOCITÀ DI DEFORMAZIONE

Un'altra variabile che è spesso molto importante nei processi di “metalworking” è la velocità di deformazione $d\epsilon/dt$ o $\dot{\epsilon}$. La velocità di deformazione è la velocità di deformazione

istantanea, per esempio, la velocità della pressa o del pistone divisa per la misura istantanea della lunghezza o dell'altezza del provino del test o del pezzo che si sta formando:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{V}}{l} \quad (2.14)$$

Dunque, la $\dot{\varepsilon}$ dipende dalla misura della lunghezza istantanea o dall'altezza del pezzo che si sta formando. In molte applicazioni, lo sforzo σ e la velocità di deformazione $\dot{\varepsilon}$ per temperatura costante e la deformazione sono legate dalla seguente equazione velocità di deformazione-legge di carico:

$$\sigma = C \dot{\varepsilon}^m \quad (2.15)$$

dove C è uguale al coefficiente di resistenza ed m è l'esponente di sensibilità della velocità di deformazione. La variazione dell'esponente di sensibilità della velocità di deformazione m dei diversi materiali alla stessa temperatura è mostrata in figura 2.6.

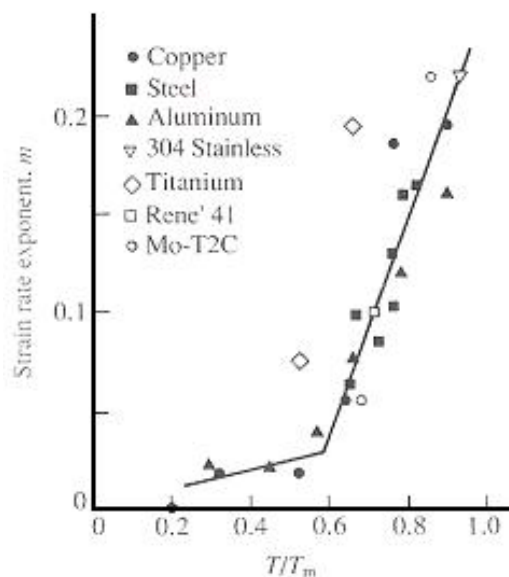


Figura 2.6) Esponente di sensibilità per vari materiali

I parametri C ed m possono essere determinanti per materiali duttili usando le seguenti tre tecniche:

- 1) determinando diverse curve sforzo-deformazione in distinti test a differenti velocità di deformazione e/o con provini di diversa lunghezza;
- 2) cambiando, incrementandola, la velocità della pressa durante la fase di carico;

3) effettuando un test di compressione con anello.

La figura 2.7 mostra tipiche curve schematiche deformazione vera-sforzo prese a temperatura costante, che sono usate per illustrare come si ottengono i parametri C ed m.

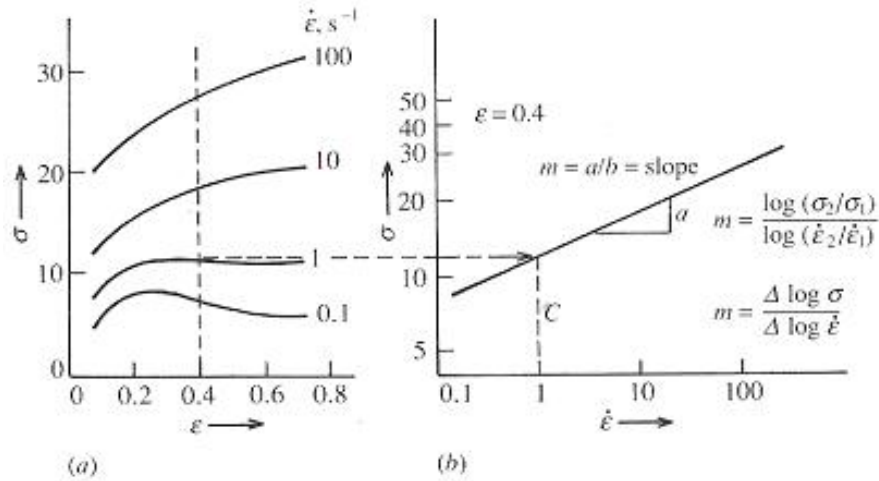


Figura 2.7) Curve stress-strain e stress-strain rate

Se l'equazione (2.15) è espressa in forma logaritmica, si ha:

$$\log \sigma = \log C + m \log \dot{\epsilon} \quad (2.16)$$

si può vedere che questa è l'equazione di una retta su un diagramma log-log, la cui pendenza è uguale a m e la cui intercetta è con $\dot{\epsilon} = 1$ uguale a C. La curva può essere diagrammata come in figura 2.7(a) ottenendo lo sforzo dalle diverse curve della velocità di deformazione per alcuni valori costanti di deformazione, come $\epsilon = 0.6$. Come mostrato in figura 2.7(b), l'esponente di sensibilità della deformazione m può essere definito come il rapporto fra il log della variazione incrementale di σ e il log della variazione incrementale risultante di $\dot{\epsilon}$ per temperatura e deformazione assegnate:

$$m = \frac{\log \frac{\sigma_2}{\sigma_1}}{\log \frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1}} = \frac{\Delta \log \sigma}{\Delta \log \dot{\epsilon}} \quad (2.17)$$

I primi due metodi per ottenere m possono essere semplificati in relazione alle curve σ - ϵ come mostrato in figura 2.8.

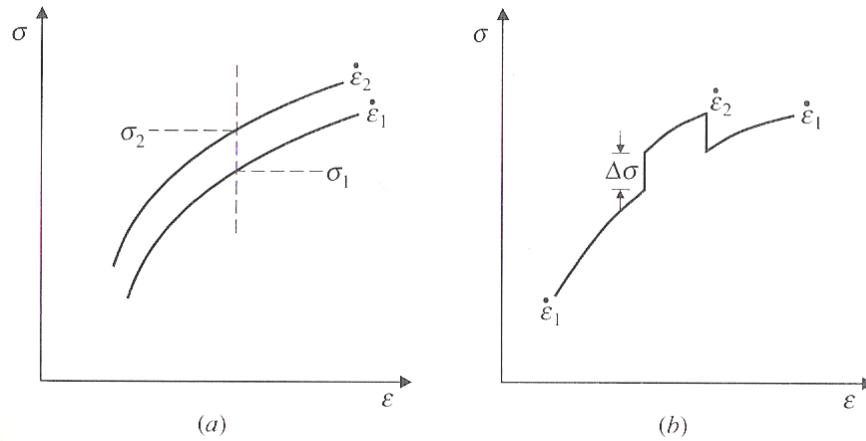


Figura 2.8) Curve σ - ϵ in funzione della velocità di deformazione

La base di tale approccio è la seguente: se due sforzi σ_1 e σ_2 , a due corrispondenti velocità di deformazione $\dot{\epsilon}_1$ e $\dot{\epsilon}_2$, sono valutati alla stessa deformazione usando l'equazione (2.15), si ottiene:

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} \right)^m \quad (2.18)$$

$$\sigma \ln \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = m \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} \right) \quad (2.19)$$

Se σ_2 non è molto più grande di σ_1 , come per basse temperature, l'equazione (2.19) può semplificarsi in:

$$\frac{\Delta \sigma}{\sigma} \cdot m \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} \right) = 2.3m \log \left(\frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1} \right) \quad (2.20)$$

Poiché l'incremento della velocità di deformazione potrebbe causare incrudimento, l'uso delle curve continue sforzo-deformazione usualmente rende alquanto più grandi i valori di m rispetto al metodo del rapido cambiamento della velocità di deformazione, che paragona gli sforzi per le stesse microstrutture. Il coefficiente di resistenza C , come K , è un indice del livello di resistenza del materiale. Il significato di m è quello di essere una misura di come un provino di metallo più resistente dovrebbe essere tirato di più per renderlo allungabile di una certa quantità più velocemente allo stabilito valore di deformazione e temperatura. Dall'altro

lato, il significato di $n = \frac{\Delta \log \sigma}{\Delta \log \varepsilon}$, esponente di strainhardening, è che esso è una misura di come un provino di metallo più resistente dovrebbe essere tirato per renderlo allungabile di una certa quantità in più allo stabilito valore di deformazione e temperatura.

Poiché gli sforzi di trazione sono i principali sforzi di deformazione in certi processi di metalforming, nei quali la strizione è il fattore limitante e deve essere evitata, gli esponenti di strainhardening n e la sensibilità della velocità di deformazione m sono parametri del materiale che sono importanti nel giudicare la formabilità del materiale in particolari operazioni. Entrambi questi parametri dovrebbero essere alti per una buona formabilità. Coefficiente n grande significa una grande resistenza alla strizione, poiché il materiale nelle strozzature e nelle incavature sarà irrobustito più rapidamente rispetto al materiale adiacente alle regioni non strozzate e non incavate. Il materiale più duro e più robusto nelle regioni localizzate o incavate dovrebbe avere allora tendenza a spostare la deformazione al materiale adiacente più morbido e più compatto. Similmente, la regione localizzata o l'incavatura che si sta formando indurrà il materiale nell'incavatura a deformarsi a più alte velocità rispetto alle adiacenti porzioni del materiale. Un alto valore di m richiederà un più alto sforzo per deformare più rapidamente il materiale nell'incavatura rispetto alle zone adiacenti e tenderà a spostare la deformazione verso esse. L'incavatura, dunque, tende a propagarsi o diffondersi sull'intera lunghezza piuttosto che continuare ad essere concentrata in una ristretta zona e portare ad una piccola frattura. I suddetti fenomeni possono essere qualitativamente spiegati usando l'equazione (2.21) come segue:

$$\sigma = C \dot{\varepsilon}^m = \frac{P}{A} \quad (2.21)$$

dove P è il carico sul provino a trazione applicato sull'area della sezione A . Se il volume resta costante, l'espressione della velocità di deformazione può essere così scritta:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{l} \frac{dl}{dt} = \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} \quad (2.22)$$

risolvendo le due equazioni per la variazione della diminuzione dell'area della sezione trasversale, si ottiene:

$$-\frac{dA}{dt} = \left(\frac{P}{C}\right)^{\frac{1}{n}} \left[\frac{1}{A^{(1-m)m}} \right] \quad (2.23)$$

Se $P=C$, allora

$$-\frac{dA}{dt} \propto \left[\frac{1}{A^{\frac{1}{(1-m)m}}} \right] \quad (2.24)$$

La dipendenza fra la variazione della diminuzione dell'area della sezione trasversale sull'area stessa è mostrata in figura 2.9.

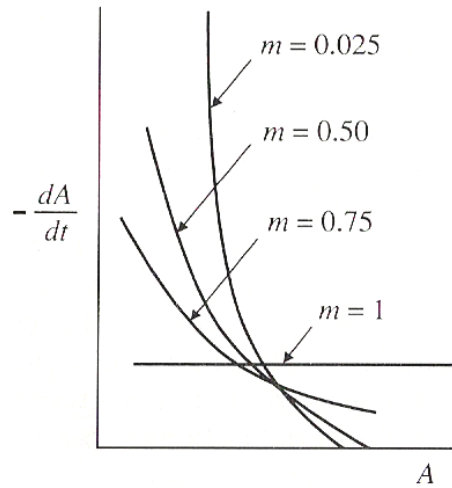


Figura 2.9) Variazione della diminuzione dell'area della sezione trasversale rispetto all'area stessa

Una legge di sforzo leggermente più complessa che potrebbe essere usata è:

$$\sigma = A \varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \quad (2.25)$$

Tale equazione può essere anche risolta graficamente usando la forma del log:

$$\log \sigma = \log A + n \log \varepsilon + m \log \dot{\varepsilon} \quad (2.26)$$

Se $\dot{\varepsilon}$ è costante, allora:

$$\log \sigma = C + n \log \varepsilon \quad (2.27)$$

Un diagramma bi-logaritmico di σ e ε darà n come pendenza e C come intercetta a $\dot{\varepsilon} = 1$.

Dall'altro lato, se ε è costante, allora:

$$\log \sigma = D + m \log \dot{\varepsilon} \quad (2.28)$$

Un diagramma bi-logaritmico di σ e $\dot{\varepsilon}$ darà m come pendenza e D come intercetta a $\varepsilon = 1$.

Successivamente A può essere calcolato da C o D .

Una equazione leggermente più complicata usata per descrivere la relazione fra sforzo e deformazione per i materiali metallici è:

$$\sigma = \beta(\epsilon_0 + \epsilon)^n \dot{\epsilon}^m \quad (2.29)$$

nella quale il parametro addizionale ϵ_0 è l'effettiva deformazione alla frattura. Poiché per la lavorazione a freddo solitamente n si riduce, la suddetta equazione fornirà una più accurata determinazione di n rispetto alle equazioni precedenti sulle leggi di sforzo. Ciò permette una più accurata analisi del ritorno elastico nelle formature a freddo del lamierino. L'equazione che bisogna usare dipende dal tipo di processo cui è sottoposto il materiale e dalla quantità di informazioni disponibili.

Se sono disponibili un numero sufficiente di informazioni, l'equazione più generale deve fornire risultati migliori; comunque, l'equazione meno generale potrebbe dare un risultato accettabile in relazione al numero di informazioni e al tempo disponibile. Quando si lavora a freddo, lo sforzo richiesto non è troppo sensibile alla velocità di deformazione, così che m è piccolo come mostrato in figura 2.10 e potrebbe essere considerato uguale a 0 e si applica

l'equazione (2.30): $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n \quad (2.30)$

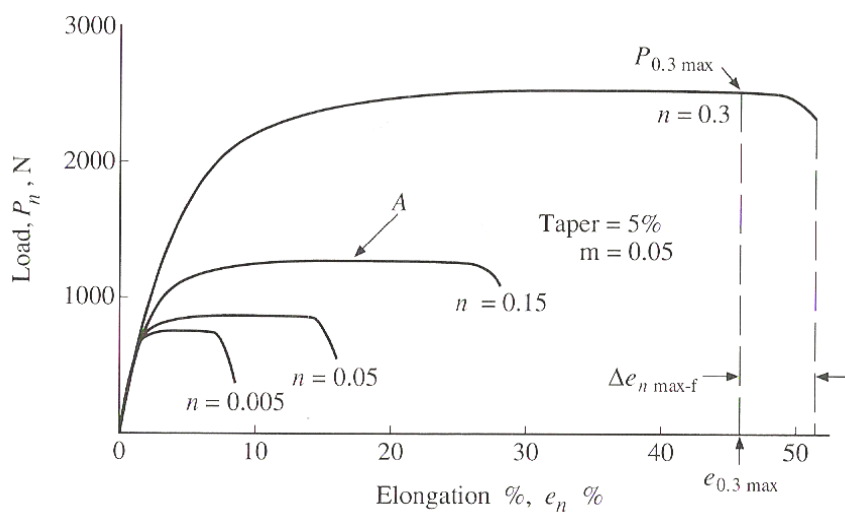


Figura 2.10) Curva carico-allungamento percentuale

2.6 CURVE DI FORMABILITÀ

La formabilità di un materiale è definita come la capacità di un lamierino ad essere deformato dalla sua forma iniziale ad una definita forma finale, senza presentare rotture [12].

Tre sono gli elementi chiave:

- 1) il materiale;
- 2) il processo;
- 3) la forma.

Essi devono essere considerati contemporaneamente nello studio della formabilità, poiché interagiscono nel processo di formazione.

Nel 1946 Gensamer [13] ricavò che quando un lamierino è sottoposto a uno stato di sforzo biassiale, il valore dello sforzo massimo che porta ad instabilità varia con il rapporto delle deformazioni. Agli inizi degli anni sessanta, Keeler raccolse informazioni sulle deformazioni principali all'inizio della frattura da un certo numero di esperimenti di tensione biassiale e notò che il valore della maggiore delle deformazioni principali era una funzione di quello della minore. Egli riportò in un diagramma la deformazione maggiore rispetto a quella minore e ottenne il diagramma delle curve di formabilità (FLD). Keeler considerò che tali curve rappresentavano i limiti fra combinazioni di deformazioni che producevano instabilità e/o fratture e quelle che erano permesse nelle operazioni di formatura. Egli suggerì che, usando le FLD, si poteva stabilire, con una certa sicurezza, la nascita di fratture [14]. Il lavoro di Keeler era limitato solo alla condizione che entrambe le deformazioni principali fossero positive.

Nel 1968 Goodwin estese il lavoro di Keeler alla condizione per la quale la deformazione principale maggiore era positiva e quella minore era negativa. Da tale studio nacque il cosiddetto diagramma di Keeler-Goodwin, riportato in figura 2.11. La curva di formabilità per un particolare materiale è una rappresentazione grafica che illustra il limite di deformazione principale che esso potrebbe subire senza portare a rottura o alla formazione di raggrinzimenti sul pezzo durante un processo di formazione.

Per stabilire la buona riuscita di una formatura o meno bisogna valutare la presenza di:

- 1) strizione localizzata;
- 2) frattura;
- 3) raggrinzimenti.

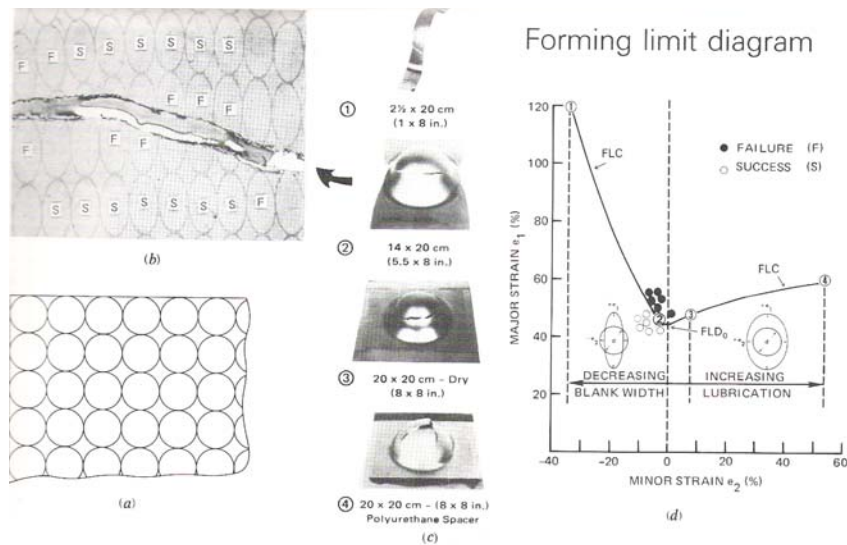


Figura 2.11) Esempio di curva FLD

Una FLD schematica, con varie deformazioni lineari, limiti di frattura e stati di deformazione che producono raggrinzimenti, è mostrata in figura 2.12.

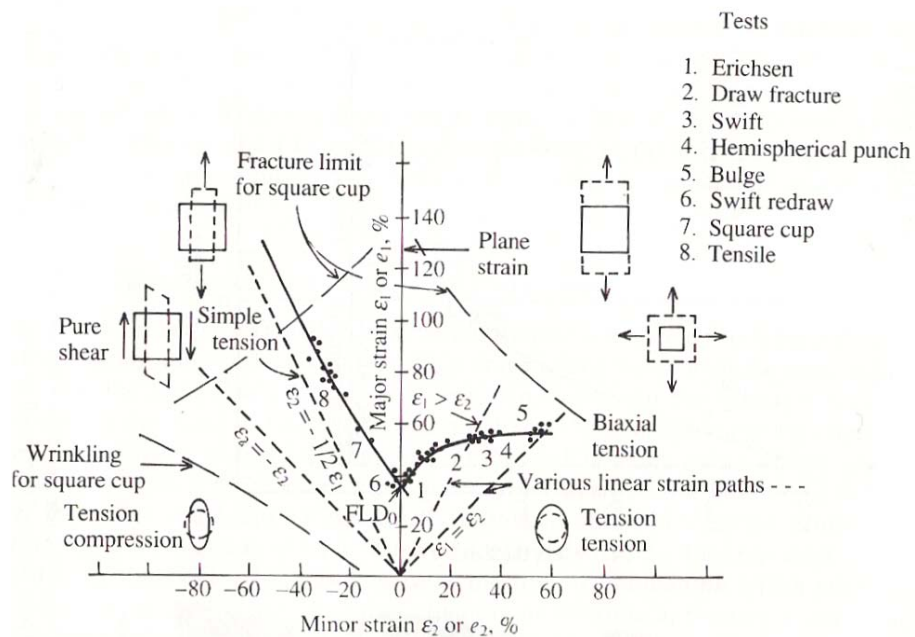


Figura 2.12) Tipologie di curve FLD al variare del tipo di sollecitazione

Più realisticamente, a causa delle approssimazioni nei test, la curva limite potrebbe cadere in errore in zone marginali come riportato in figura 2.13.

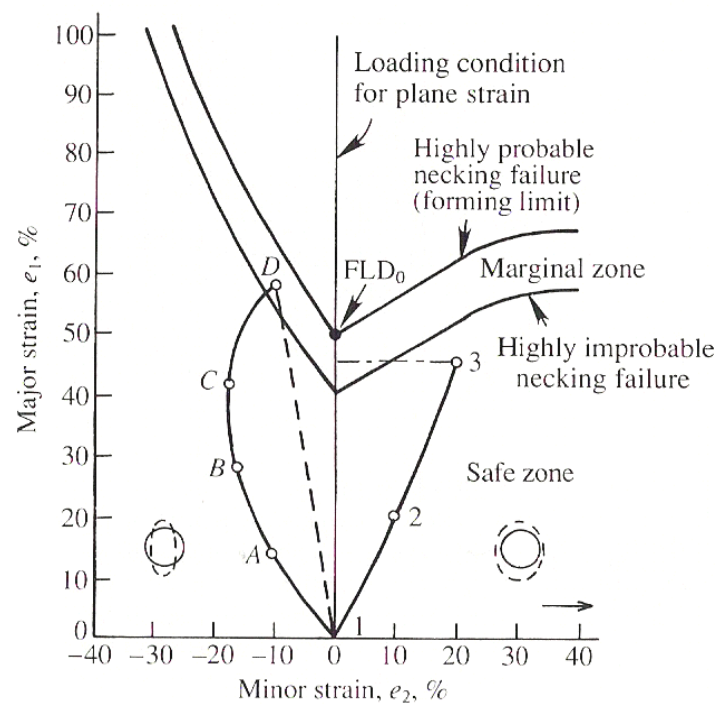


Figura 2.13) Zona di riferimento nella curva FLD

Un andamento di deformazioni lineare (123) e non (ABCD) è anche mostrato in figura e si può notare che nel punto D si ha un'alta probabilità di fallimento in accordo con il criterio di fallimento usato. Le curve FLD, che servono come guida nell'analisi dei processi di deformazione di lamierini, sono, attualmente, il miglior metodo per tale scopo. Le curve sono ottenute prima sperimentalmente e poi ciascuna di esse è usata per analizzare i problemi durante la fase di produzione.

Recentemente, diversi tentativi sono stati fatti per valutare le curve sulla base dei parametri dei materiali e sui criteri sicuri per stabilire gli insuccessi come la limitazione di deformazione alla strizione localizzata o alla frattura. La condizione massima di deformazione che si ha al punto di frattura, è detta deformazione limite. Si può fare una distinzione fra le curve basate sull'assottigliamento o sulla strizione come criterio di insuccesso e quelle basate sulla frattura. Un'altra distinzione che si può fare fra le varie curve è basata sul metodo di costruzione; infatti esse possono essere valutate o tramite un test con un punzone emisferico, o con un test di allungamento nel piano, o con un test idraulico.

Le curve FLD possono essere ottenute misurando all'altezza dell'area critica i valori delle deformazioni maggiore e minore su un cerchio precedentemente impresso sulle superfici di un certo numero di lamiere con differenti proprietà di accorciamento. In genere, a tale metodo se

ne preferisce uno più ingegneristico. Nel test proposto da Nakazima e sviluppato da Hecker, per determinare sperimentalmente le curve, si utilizza uno stato di sforzo biassiale su lamiere rettangolari con differenti larghezze e con diverse lubrificazioni, caricate con un punzone emisferico, come mostrato in figura 2.11. Tali lamiere vengono portate a rottura e, successivamente, le deformazioni maggiore e minore sono ottenute misurando le distorsioni subite da una griglia costituita da piccoli cerchi (2.5 mm) impressi sulle superfici delle lamiera prima di effettuare la prova. Le deformazioni maggiore e minore sono diagrammate e danno origine ad una curva a forma di “V” deviata. Tale diagramma viene chiamato diagramma convenzionale limite.

Vengono, spesso, usati anche altri metodi per valutare il diagramma limite; in uno di questi, proposto da Hecker, si utilizzano lamiere di differente larghezza fermamente bloccate con un sostegno scanalato per evitare ogni possibile accorciamento e con un punzone emisferico, come mostrato in figura 2.14.

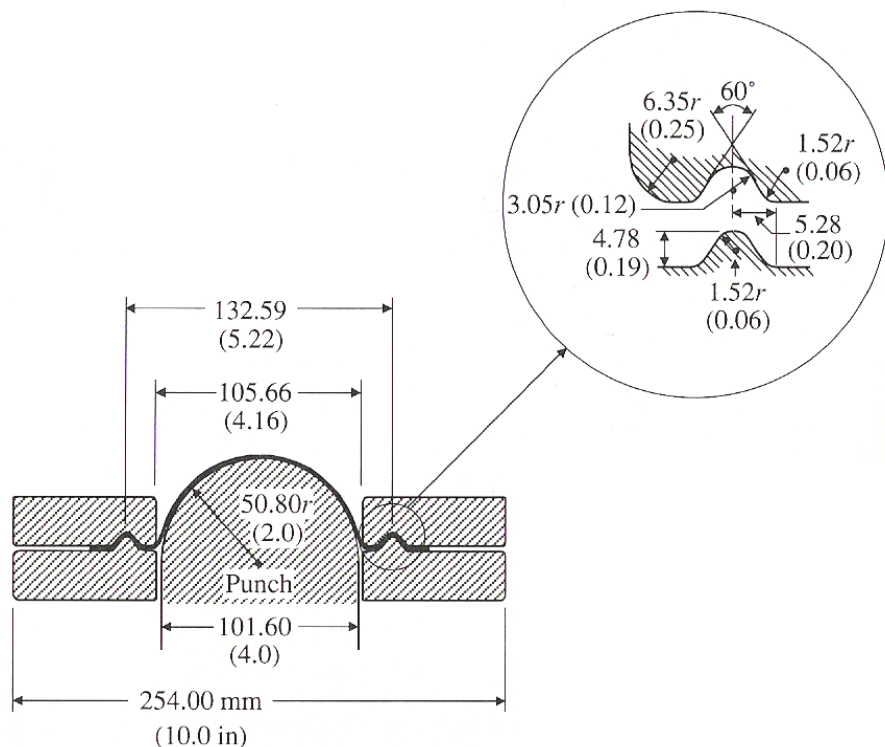


Figura 2.14) Attrezzatura utilizzata per ricavare il diagramma limite

La misura è ricavata dall'altezza della cupola (LDH) e il rapporto fra l'altezza della cupola e il raggio del punzone è diagrammato rispetto alla deformazione minore, come mostrato in figura 2.15.

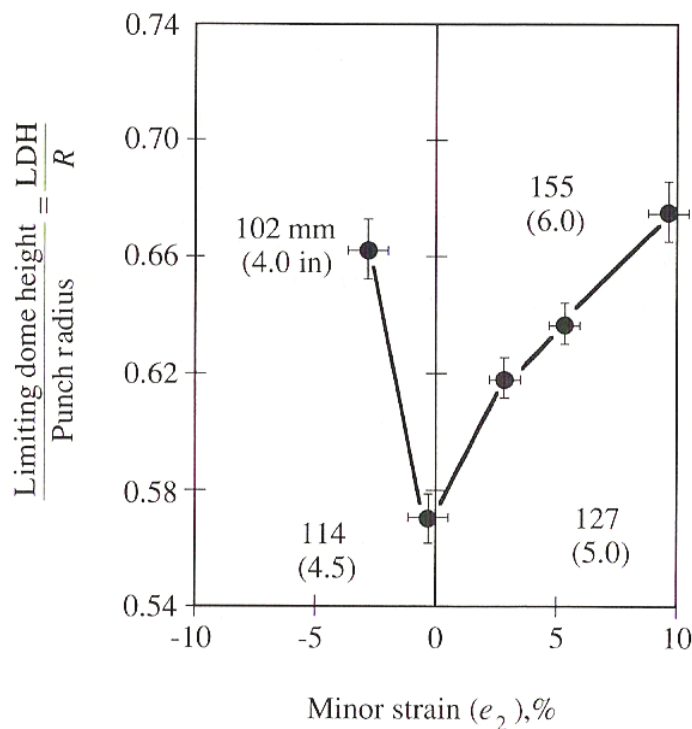


Figura 2.15) Rapporto altezza della cupola-raggio del punzone rispetto alla deformazione minore

La misura convenzionale dell'altezza della cupola a rottura, che combina gli effetti dei limiti di formabilità con la distribuzione di deformazione, potrebbe essere usata in luogo della deformazione maggiore. Un diagramma del limite di formabilità così ottenuto, può essere definito diagramma limite dell'altezza della cupola. Entrambi i suddetti sono diagrammi delle curve limiti di formabilità [15-16].

Se le lamiere sono serrate ermeticamente con nessun accorciamento ed entrambe le deformazioni laterali e longitudinali sono ottenute dalle griglie circolari precedentemente incise, il diagramma può essere classificato come diagramma parziale delle curve limiti di formabilità.

L'obiettivo di un test FLD è quello di simulare i vari stati di deformazione che si possono trovare nelle operazioni di formatura di lamierini. Quando entrambe le componenti di deformazione sono di trazione, il test misura la capacità all'allungamento; quando il lamierino è imbutito in uno stampo, una componente di deformazione è di trazione e l'altra è di compressione; il test può essere usato per misurare la duttilità. I modelli di test di accorciamento di piccole lastre possono essere longitudinali con i contorni bloccati o laterali con i contorni longitudinali non vincolati. Quando sono usati sostegni lisci e piani, come

mostrato in figura 2.11, l'accorciamento è sia longitudinale che laterale. Quando è usata una nervatura incavata che blocca la lamiera, ci si aspetta che l'accorciamento sia solo laterale. Il punzone solitamente non è lubrificato nel test sull'altezza della cupola per minimizzare l'accorciamento laterale.

Uno degli svantaggi dei test che usano i cuscinetti è che è impossibile controllare o riprodurre la quantità relativa di allungamento rispetto all'accorciamento; di conseguenza, si possono ottenere risultati scorretti. L'obiettivo del test con il punzone rigido emisferico è quello di controllare la quantità relativa dell'accorciamento laterale usando lamiere di diversa larghezza e lubrificando o meno lo stesso. Per molte operazioni di formatura di lamierini, gli stati di deformazione per strizione localizzata si trovano nelle vicinanze dello stato di deformazione piana nella zona $10\% < e_2 < +20\%$.

Tipiche FLD per (1) un alluminio trattato, (2) un α -ottone 70-30 e (3) una lega di alluminio 2036-T4 sono mostrate in figura 2.16.

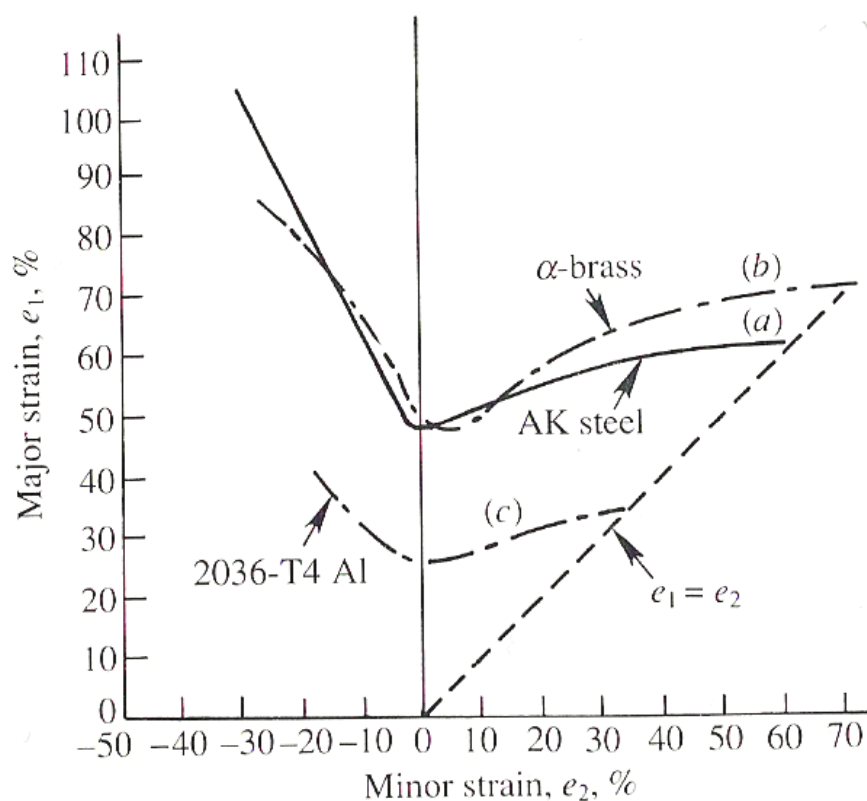


Figura 2.16) FLD per un alluminio trattato e per una lega di alluminio

Keeler e Brazier hanno mostrato che i diagrammi delle curve limiti di formabilità per acciai a basso tenore di carbonio e altri acciai comuni hanno essenzialmente la stessa forma. La sola differenza importante è sulla posizione sull'asse e_1 dell'intercetta FLD_0 . Hanno anche mostrato che l'intercetta della curva con l'asse maggiore è una funzione dello spessore del lamierino e della sua resistenza allo snervamento, come mostrato nelle figure 2.17 e 2.18.

La variazione di FLD_0 con il coefficiente di "strainhardening" n e con la resistenza allo snervamento per acciai ad alto snervamento, per spessori differenti, è mostrata in figura 2.19.

Inoltre, hanno mostrato che le FLD sono influenzate solo lievemente da variabili come la composizione, l'allungamento, la diversa orientazione relativa alla direzione di laminazione della lamiera, il rapporto di deformazione plastica e la natura delle inclusioni. I diagrammi parziali delle curve limiti, ottenuti da test sull'altezza della cupola, ricavando le deformazioni maggiore e minore dalla griglia formata da cerchi, per alcuni acciai a basso tenore di carbonio e leghe di alluminio, sono mostrati in figura 2.20.

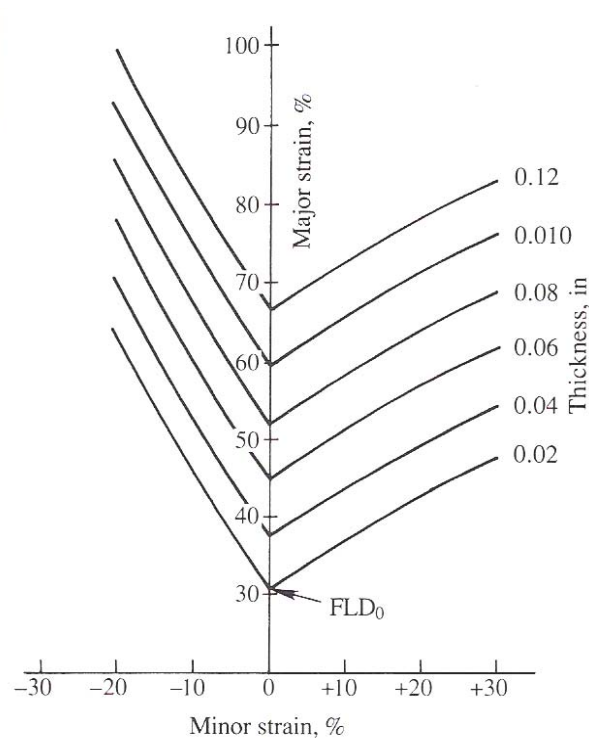


Figura 2.17) Influenza dello spessore

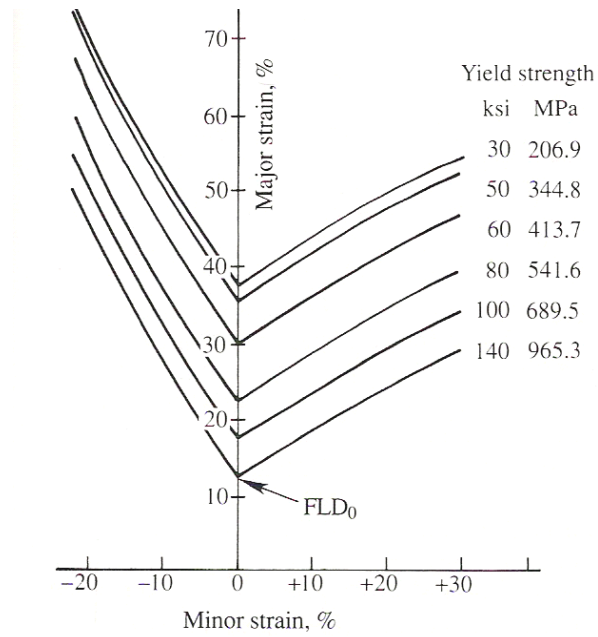


Figura 2.18) Influenza del carico

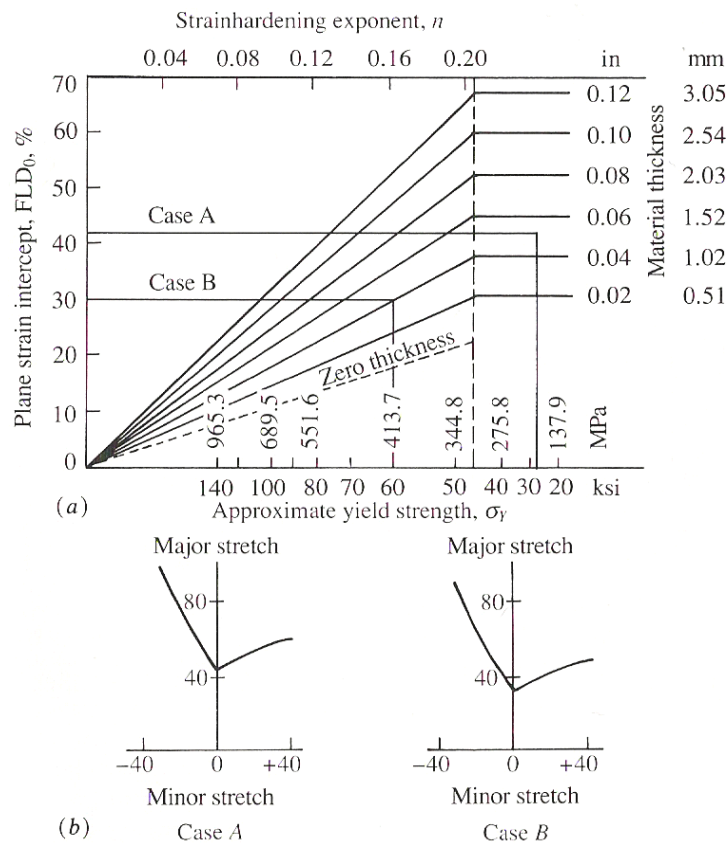


Figura 2.19) Influenza del coefficiente n e della resistenza allo snervamento

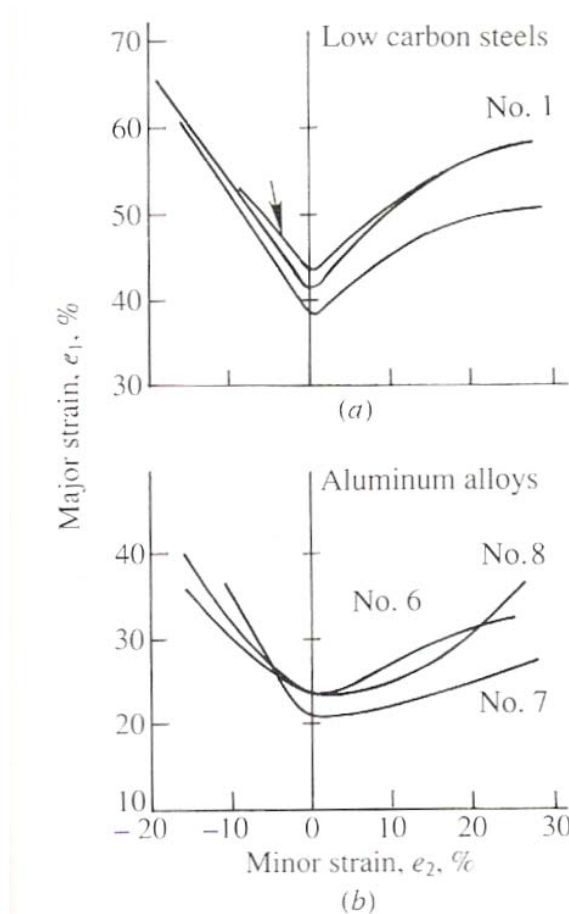


Figura 2.20) Curve FLD per un acciaio e per una lega di alluminio

Il rapporto fra l'altezza critica della cupola (LDH) e il raggio del punzone è riportato in figura 2.21 rispetto alla deformazione ingegneristica minore e_2^* per acciai a basso tenore di carbonio, ottone e leghe di alluminio.

Per ottenere i dati della figura 2.21, ciascun provino è fissato fermamente per impedire l'accorciamento longitudinale, l'altezza della cupola è valutata al carico massimo e la deformazione principale minore e_2^* è misurata nella zona di strizione dovuta ad accorciamento laterale.

La pendenza della curva è comunque abbastanza diversa come si può notare confrontando le curve nelle figure 2.20 e 2.21 a causa della distribuzione delle deformazioni sulla superficie della cupola. Eccetto che per l' α -ottone 70-30 in figura 2.21, le curve LDH mostrano un minimo nel piano ($e_2^*=0$).

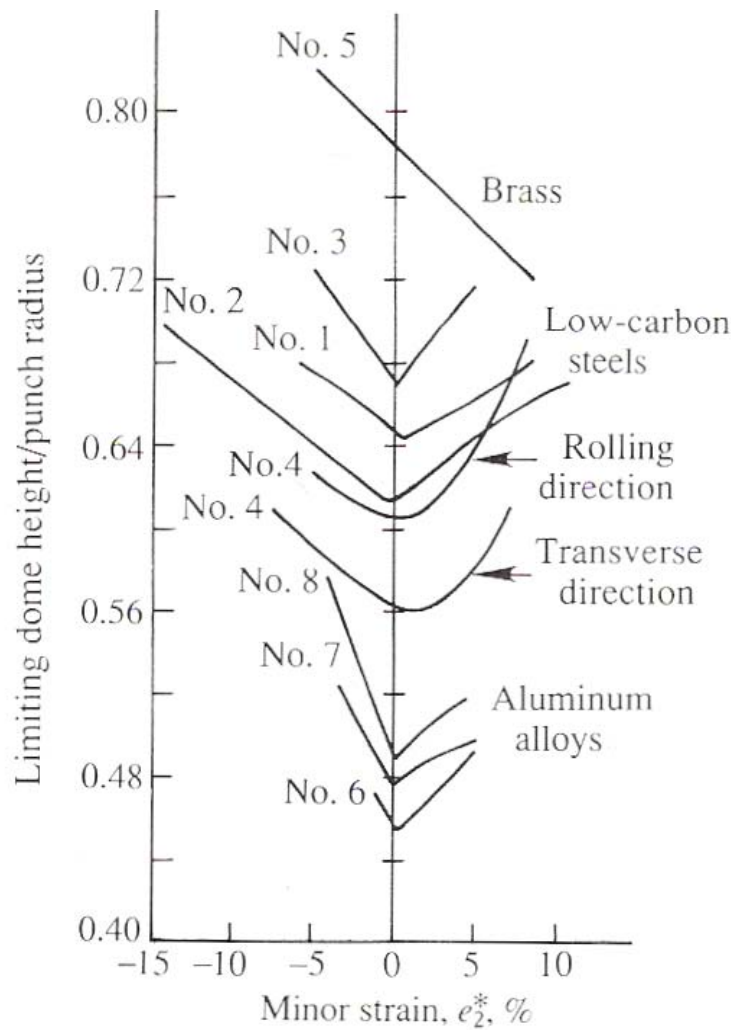


Figura 2.21) Rapporto fra l'altezza critica della cupola (LDH) e il raggio del punzone rispetto alla deformazione ingegneristica minore e_2^* per acciai a basso tenore di carbonio, ottone e leghe di alluminio

Poiché identiche larghezze dei lamierini non producono gli stessi valori delle deformazioni minori per diversi materiali, e_2^* è riportata in funzione del suo limite trasversale. Quest'ultimo è definito come la larghezza W normalizzata rispetto alla distanza fra le nervature $D=132\text{mm}$ (figura 2.14). valori di $W/D < 1.0$ indicano accorciamento laterale; invece, valori $W/D \geq 1$ indicano che non vi è stato accorciamento laterale e in figura 2.22 sono riportati valori fino a 1.0 per acciai trattati con alluminio, ottone e una lega di alluminio. Un rapporto $W/D=0.85$ è equivalente a una deformazione minore e_2 di circa lo 0% per l'alluminio, -2.5% per un ottone 60-40 e -7% per un acciaio trattato a basso tenore di carbonio.

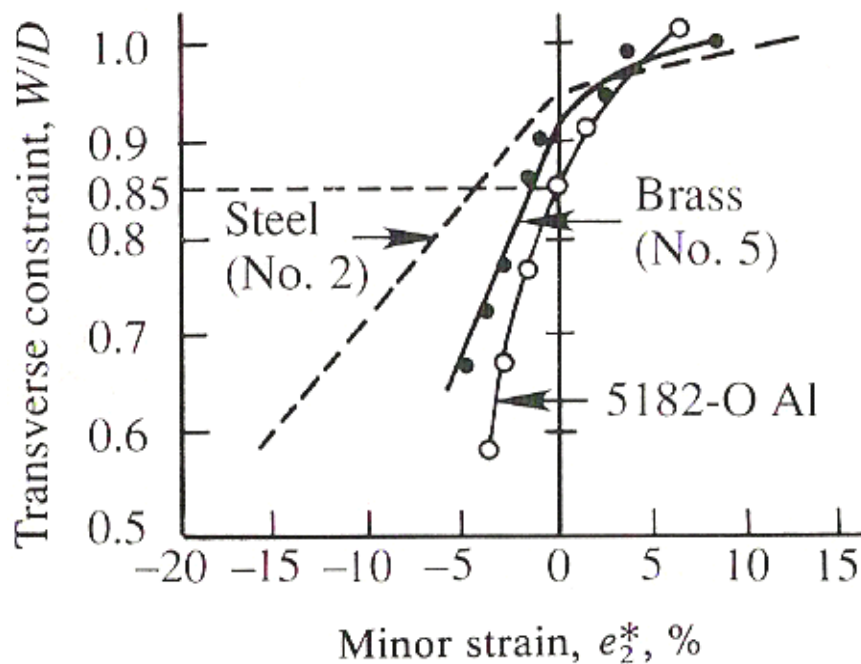


Figura 2.22) Limite trasversale in funzione della deformazione minore

Per applicare tale approccio come strumento di controllo della qualità, bisognerebbe valutare entrambe le curve e, cioè, sia la curva LDH sia quella del limite trasversale (W/D rispetto a e_2^*) per i materiali considerati. Attraverso l'analisi della griglia di cerchi, si potrebbe determinare e_2 nelle aree critiche e uno specifico test sull'altezza della cupola dovrebbe essere ideato. Lamierini di appropriata grandezza dovrebbero essere tagliati e test con il punzone dovrebbero essere effettuati per verificare se il materiale viene incontro alle specifiche richieste dall'LDH. L'LDH e la curva del limite trasversale possono fare da linee guida per gli accorgimenti sullo stampo e sul lamierino per ottenere i vantaggi legati agli effetti dell'accorciamento laterale. Tale approccio ridurrebbe notevolmente i tempi passivi nelle lavorazioni.

2.7 FORMABILITÀ NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING

Parecchi studi sono stati condotti per la valutazione della formabilità dei materiali impiegati nella tecnica di incremental forming: test su svariati materiali hanno consentito di dedurre che per essi le curve FLC in questo processo sono approssimativamente lineari; Shim e Park, in

seguito ad una serie di sperimentazioni, hanno proposto lo *straight groove test* come metodo per la stima della formabilità per lamiere di alluminio temprato [17-18]. La curva di formabilità (FLC) che esprime la formabilità in termini di deformazioni minime e massime, per lamiere di alluminio è espressa come una linea dritta con pendenza negativa (figura 2.23). In particolar modo, la formabilità può essere quantificata come uno scalare pari a $(\epsilon_{\max} + \epsilon_{\min})$.

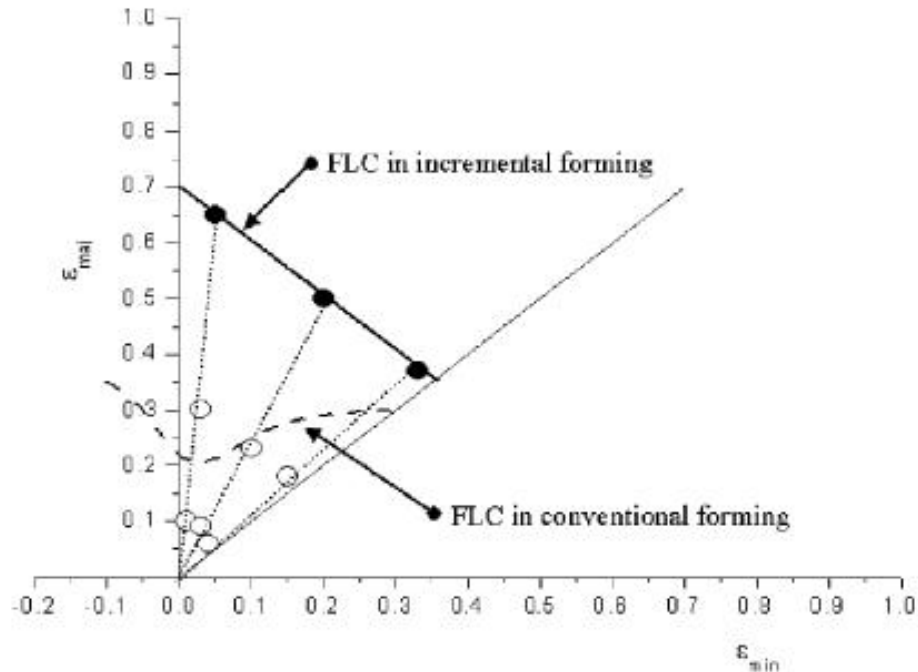


Figura 2.23) Andamento caratteristico delle curve di formabilità per processo di incremental forming di lamiere di alluminio

Lo *straight groove test* è un metodo per acquisire le curve di formabilità mediante l'imposizione alternata di un movimento orizzontale e verticale ad un punzone, in modo tale da formare una gola dritta e profonda nella regione centrale di un provino quadrato, la cui periferia è fissata mediante un sistema di bloccaggio. In seguito alla comparsa di una frattura, si vanno a valutare le deformazioni minime e massime misurate su apposite griglie fissate sul provino o valutandole esaminando, nei pressi della zona della frattura, geometrie quali cerchi o rettangoli, incisi sulla superficie del provino. In figura 2.24 è illustrato un provino su cui è stata fissata una griglia per la rilevazione delle deformazioni per lo *straight groove test*.

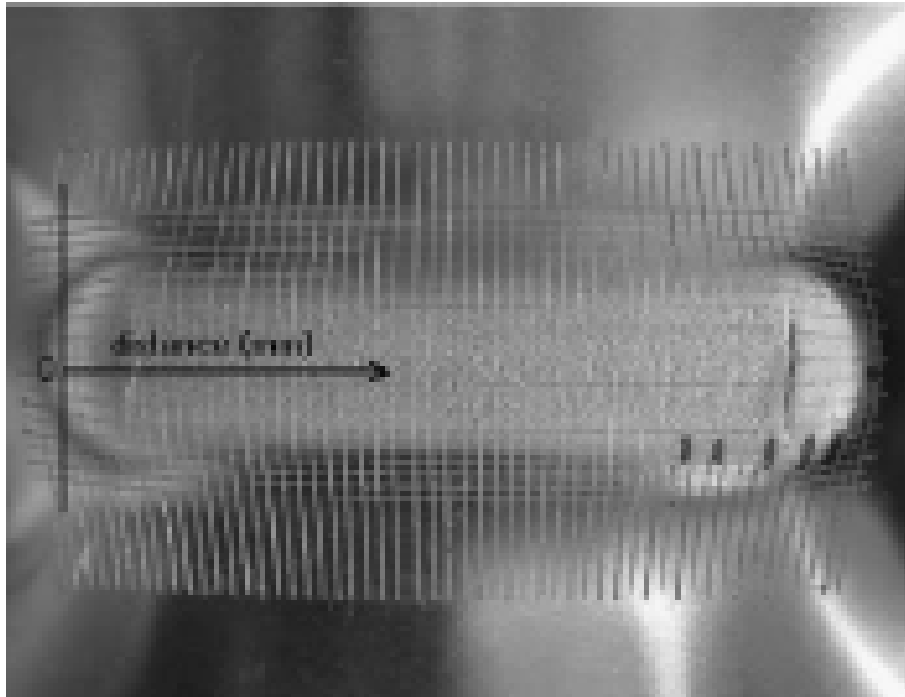


Figura 2.24) Griglia per la valutazione della formabilità mediante lo straight groove test

La prova va condotta sia in direzione parallela alla direzione di laminazione RD che in quella perpendicolare, così come mostrato in figura 2.25.

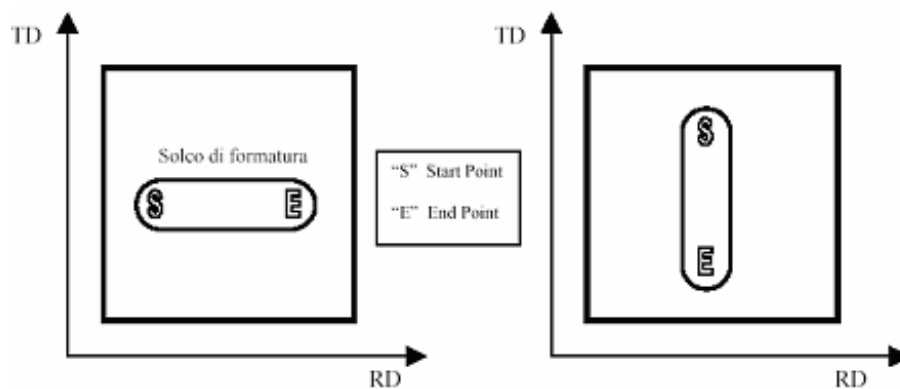


Figura 2.25) Direzioni di conduzione dello straight groove test

Ciò perché in seguito alla laminazione delle lamiere, il materiale di cui sono costituite non risulta essere più isotropo, e ciò si riflette in caratteristiche meccaniche diverse a seconda dell'orientamento dei provini rispetto alla direzione di laminazione.

Si nota che la formabilità è maggiore quando si ha una deformazione piana, ossia quando la deformazione minima è zero. Ne consegue la possibilità di realizzare elevate deformazioni nella tecnica di incremental forming.

CAPITOLO 3

IL PROCESSO DI HYDROFORMING

3.1 INTRODUZIONE

L'hydroforming è un processo di formatura idrodinamica tramite pressa idraulica, nato negli anni immediatamente precedenti la seconda guerra mondiale ma sviluppatosi in ogni settore industriale solo negli anni novanta soprattutto nel settore automobilistico ed aeronautico. Allo stato attuale ogni costruttore di automobili o di aeroplani si è dotato di presse hydroform per essere più competitivo sul mercato.

Il processo di idroformatura è nato dalla necessità di introdurre stampi flessibili, costituiti da camere in pressione chiuse da una membrana di gomma. Questa innovativa tecnica di formatura ha portato una grande flessibilità del processo e una rilevante riduzione dei costi.

Il processo di hydroforming è adatto per superare alcune delle limitazioni del deep-drawing convenzionale e consente di ottenere coppe più imbutite con spessori e tensioni residue più uniformi. E' usato, inoltre, per produrre una gran varietà di prodotti da lamiera, come coni, tronchi di cono, rettangoli, quadrati, forme chiuse ed anche pezzi asimmetrici, eliminando in molti casi alcune delle operazioni aggiuntive necessarie con il deep-drawing convenzionale.

3.2 FUNZIONAMENTO DELLA PRESSA IDRAULICA

Si analizza in dettaglio la composizione di una pressa oleodinamica per l'imbutitura di pezzi mediante processo di hydroforming (figura 3.1); le componenti della pressa sono:

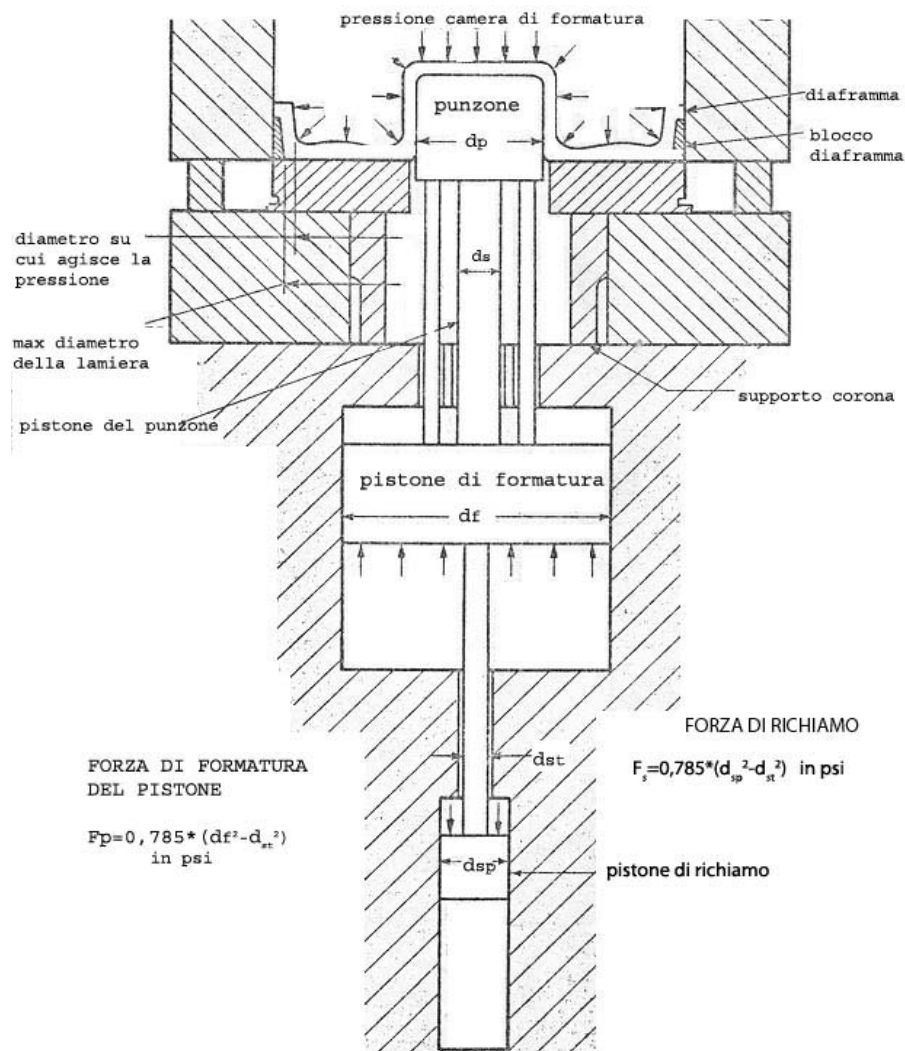


Figura 3.1) Pressa idrodinamica

- Effetto superiore:** è costituito da un cilindro mobile su cui è applicata la matrice elastica o diaframma di gomma tenera, molto robusta ed inattaccabile dall'olio, che delimita la camera di formatura. Il materiale usato per la membrana è poliuretano, che consente il miglior compromesso tra l'elasticità, necessaria per la formatura, e la consistenza del materiale sottoposto ad elevate pressioni specifiche. La matrice elastica è ricoperta interamente da un'altra membrana di gomma, il tampone, di 3÷5 mm di spessore, necessaria per evitare di danneggiare la matrice elastica e di sporcarla, cose che potrebbero rovinare i pezzi successivi. Le grandezze che ne identificano il funzionamento sono:

- Forza Max (kN);
- Pressione Max all'interno della camera (bar);
- Corsa Max (mm);
- Velocità di discesa (mm/s).

Poiché l'effetto superiore è a semplice effetto, per la sua risalita fino al punto morto superiore sono previsti due pistoni a semplice effetto collegati direttamente al cilindro mobile.

- **Effetto inferiore:** E' costituito da un gruppo cilindro pistone a semplice effetto. Il cilindro è fissato al basamento della pressa mentre il pistone compie la corsa di salita. Vi sono due camere diverse in cui può essere mandato l'olio: se si manda olio in pressione solo nella camera 1, si determinerà una forza F_1 per la salita del punzone; se si manda olio in pressione solo nella camera due, si determinerà una forza F_2 ; se si manda olio in entrambe le camere si determinerà una forza totale $F=F_1+F_2$. Sull'estremità superiore del pistone è alloggiata la pinza di bloccaggio del punzone. Le caratteristiche tecniche che vengono riportate sono:

- Forza Max Effetto Inferiore 1 (kN);
- Forza Max Effetto Inferiore 2 (kN);
- Pressione Max (bar);
- Corsa Max (mm);
- Velocità di salita (mm/s).

Per la discesa dell'effetto inferiore sono stati previsti due pistoni a semplice effetto, collegati tra loro ed al pistone principale mediante una traversa mobile.

Altri componenti, non rappresentati in figura, sono:

- **Carrello Portastampi:** applicato sulla parte posteriore della pressa, tramite uno speciale pistone pneumatico consente l'estrazione o l'inserimento dello stampo dalla pressa;
- **Serbatoio Olio:** è posizionato sulla parte superiore della pressa. Al di sopra di esso sono collocati i vari organi di comando oleodinamico, il gruppo di raffreddamento olio, gli sfiati per l'aria;
- **Pannello di comando:** è posizionato sul fronte macchina, in esso sono presenti, oltre ai vari comandi macchina, anche l'apparecchiatura del Multiprocessor adibita al

dialogo uomo-macchina. Si attiva automaticamente quando si conferisce tensione alla macchina e memorizza tutti i cicli di lavoro;

- **Motori:** due gruppi di motopompe principali formate da una pompa a portata autovariabile e da una pompa per le alte pressioni ed, in più, un motore asincrono trifase.

3.3 CARATTERISTICHE DEL PROCESSO

Il processo di hydroforming a grandi linee, si sviluppa in quattro fasi, riportate nelle figure 3.2-3.5. Dopo aver posizionato la lamiera sulla corona di prelamiera dell'effetto inferiore, si fa scendere il cilindro mobile dell'effetto superiore fin quando la matrice elastica in esso applicata prende contatto con lo stampo inferiore e si fa sviluppare gradualmente la pressione oleodinamica nella camera di formatura, allo scopo di bloccare il pezzo (pressione di precarico). A questo punto entra in azione l'effetto inferiore che, tramite l'alzata del pistone, fa penetrare il punzone nella matrice elastica vincendo, oltre che lo sforzo di imbutitura, anche la pressione dell'olio nella suddetta camera e generando una pressione idrostatica opposta da parte del fluido in pressione che "preme" il pezzo da imbutire contro il punzone.

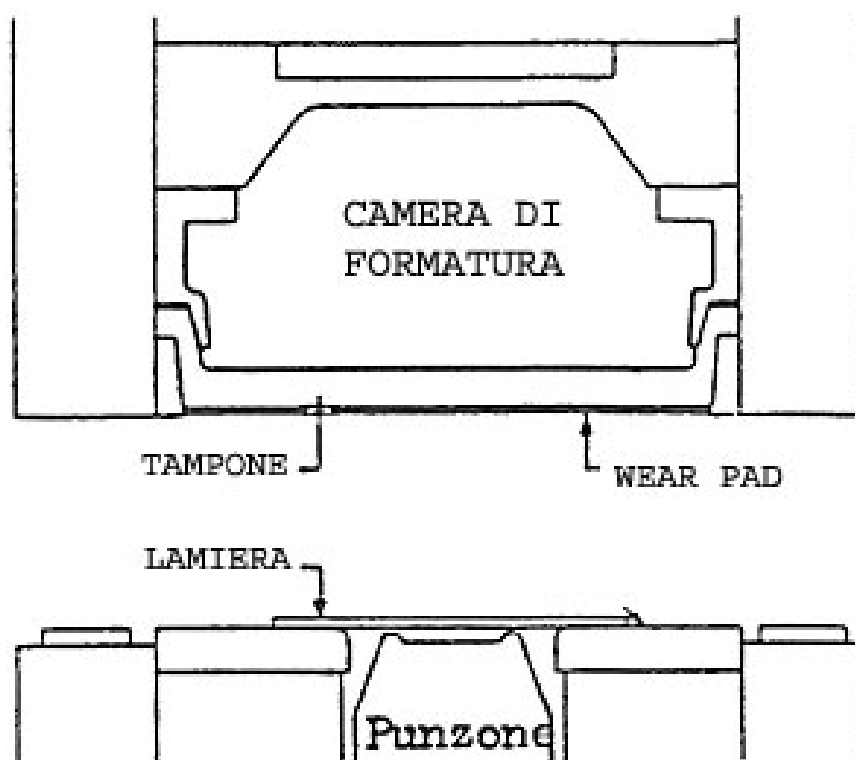


Figura 3.2) Prima fase (posizionamento lamiera)

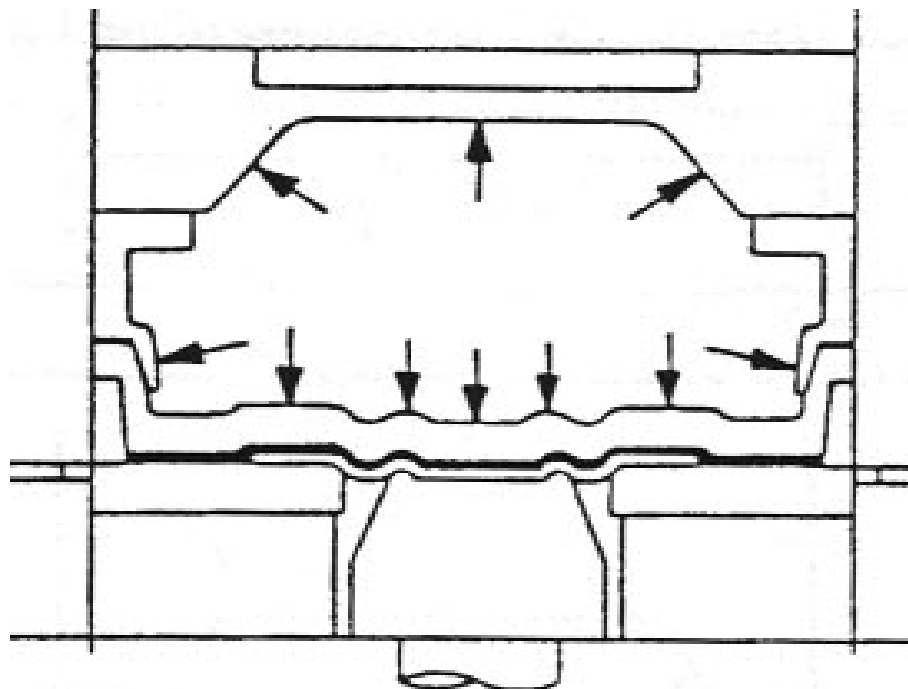


Figura 3.3) Seconda fase (applicazione della pressione di precarico)

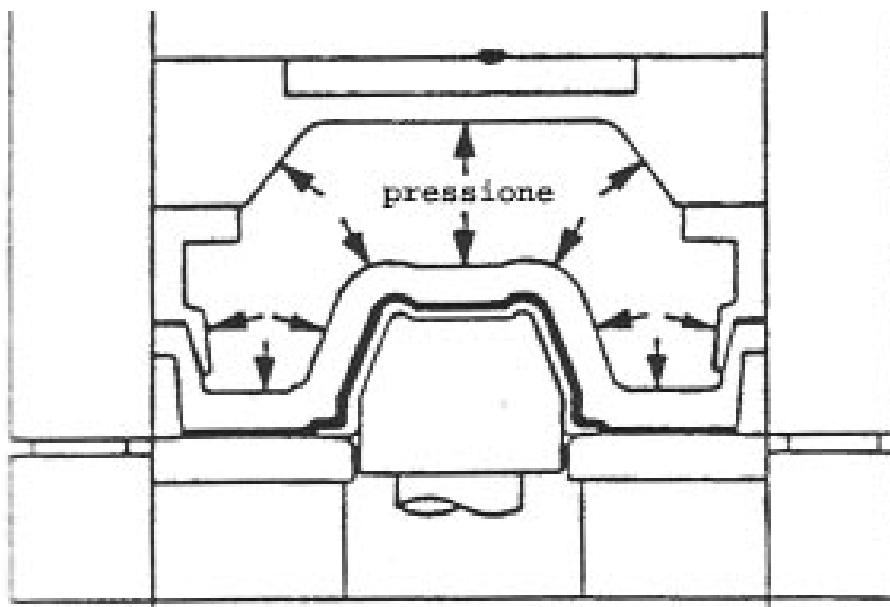


Figura 3.4) Terza fase (formatura)

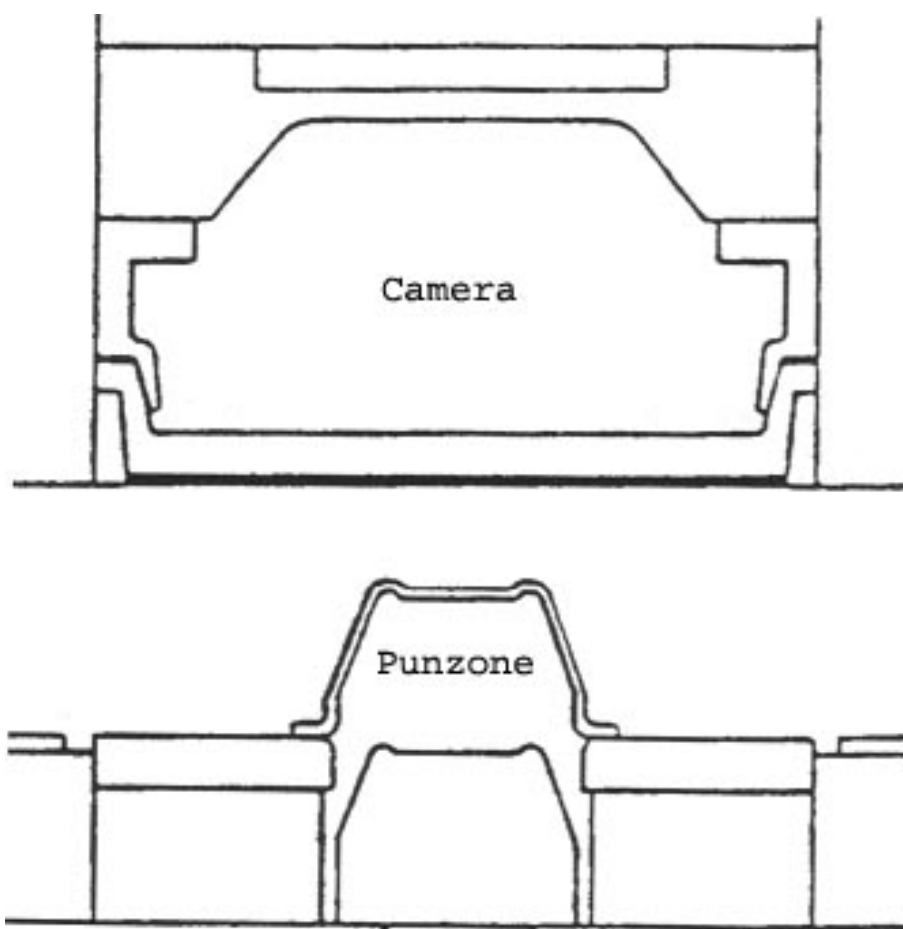


Figura 3.5) Quarta fase (fine formatura)

E' da notare che nella camera di formatura può esservi acqua oppure olio. Terminata la corsa dell'effetto inferiore, cessa anche l'azione dinamica dell'olio e, quindi, si può procedere alla risalita dell'effetto superiore e alla discesa del punzone, perciò, una volta che entrambe le corse hanno raggiunto valori prestabiliti, si può procedere all'evacuazione del pezzo imbutito.

Poiché l'azione di chiusura, sviluppata dalla pressione idrostatica attraverso il diaframma, fornisce una solida presa sulla parte formata del materiale, mantenendolo in fermo contatto con il punzone in salita, la forza effettiva di imbutitura è limitata alla zona di formatura vera e propria, vicino al raggio di imbutitura naturale.

Un fattore molto importante è la velocità di salita del punzone che influenza l'equilibrio idrodinamico che si stabilisce in corrispondenza dell'interfaccia tra lo stampo e la lamiera; quindi la pressione di formatura viene controllata in funzione dello spostamento del punzone.

Nel processo idrostatico il raggio naturale di imbutitura cambia a seconda della pressione unitaria e degli stadi tramite i quali si sviluppa il processo e, quindi, non è fisso così come negli altri processi. La sua dimensione dipende, in maniera inversa, dalla pressione e dalla duttilità del materiale e, in maniera diretta, dallo spessore dello stesso. Poiché la pressione può essere controllata in ogni istante del processo, il raggio di imbutitura naturale può essere variato per adattarsi alle condizioni più difficili mentre avanza la formatura del pezzo.

Durante la formatura il consumo di energia è solo quello necessario a vincere la reazione idraulica nella camera di formatura sull'area del punzone nonché la resistenza alla deformazione e l'attrito del metallo mentre negli altri processi di formatura, la pressa deve sviluppare il suo massimo sforzo totale per ogni ciclo indipendentemente dalla dimensione della parte formata con una energia totale risultante richiesta per ogni ciclo. Questo rappresenta uno dei vantaggi notevoli, ma spesso poco conosciuti del processo di hydroforming.

Qualsiasi processo di imbutitura profonda porterà ad un ispessimento del materiale, soprattutto verso i bordi a causa della riduzione dell'area della lamiera e ciò pone una limitazione alla libertà di flusso del materiale e alla possibilità di controllare le grinze della flangia senza rompere il particolare.

Nei processi di formatura tradizionali ogni pezzo da formare richiede il suo specifico set di utensili e la pressa prevede l'uso di uno stampo e di un controstampo; quindi, oltre al costo elevato della pressa, si aggiunge l'elevato costo dei singoli stampi, nonché elevati tempi di set-up. Ciò significa che i processi di formatura tradizionali sono convenienti per produzioni

di larga scala e non per produzioni di piccoli lotti necessari a soddisfare le esigenze dell'attuale mercato globale.

Nell'hydroforming le sole attrezzature rigide sono il punzone e la corona di premilamiera, mentre lo stampo femmina, rigido nelle presse tradizionali, è stato sostituito da una membrana di gomma capace di lavorare pezzi differenti, rendendo la lavorazione estremamente flessibile e adatta a formare pezzi di qualunque tipo, sostituendo solo il punzone e la corrispondente corona di premilamiera.

Con questa tecnica innovativa è possibile lavorare pezzi di forme complicate (emisferi, coni, elementi a forma di proiettile o di fagiolo) in un'unica passata, a differenza dei processi tradizionali che richiedono diversi passaggi di formatura. Si possono lavorare materiali di vari tipi, di diverse forme, di altezze elevate. La precisione interna dei particolari prodotti dipende solo dalle dimensioni del punzone; infatti, le variazioni dello spessore della lamiera non hanno alcun effetto. Se occorre, si può correggere il punzone per compensare le sollecitazioni di distorsione del materiale e la precisione esterna si può ottenere ripassando il punzone e programmando opportunamente l'andamento della pressione unitaria per compensare la variazione di spessore finale del materiale, dovuta all'eventuale assottigliamento in alcune zone del pezzo. La pulitura e la lucidatura sono minimizzate perché l'aspetto del materiale all'esterno è privo di effetti dovuti all'attrito, come graffi, e sui particolari di forma complessa si riducono o si eliminano le linee d'urto.

In generale, l'hydroforming si è dimostrato ideale per la formatura di materiali laminati e/o plastificati e consente di fabbricare particolari da pezzi stampati. Si può eseguire senza problemi la fabbricazione di campioni o lo sviluppo di prototipi. Variazioni del particolare si ottengono semplicemente regolando e controllando la pressione.

Una delle caratteristiche salienti è che non si hanno raggi appuntiti nel grezzo formato e, quindi, non vi sono punti nel pezzo in cui vi sono picchi di tensione, per esempio negli spigoli e nei raggi di curvatura. Particolare attenzione va posta alla deformazione del diaframma di gomma quando il punzone sale nella camera di formatura.

3.4 VANTAGGI E SVANTAGGI DEL PROCESSO DO HYDROFORMING

Si analizzino ora tutti i vantaggi e gli svantaggi dell'hydroforming:

3.4.1 Vantaggi

- Incremento della qualità dei prodotti in termini di uniformità di spessore e aspetto delle superfici e, di conseguenza, delle loro performances;
- Assenza di restrizioni per quanto riguarda i pezzi che si possono produrre in termini di forma e tipo di materiale;
- Raggiungimento di ottimi risultati in termini di accuratezza dimensionale e ripetibilità dei risultati e elevato contenimento degli sforzi residui;
- Possibilità di realizzare pezzi ottenuti da lamiere di diverso spessore e materiale, usando la stessa attrezzatura;
- Riduzione dei costi delle attrezzature di processo in termini di numero, manutenzione e consumo; in particolare i suddetti costi possono essere ridotti del 75%;
- Rispetto ad una formatura tradizionale, riduzione dei lead-time anche del 60%, in quanto si possono forgiare pezzi in un'unica operazione;
- Impiego del solo punzone come utensile rigido;
- Per la formatura di un pezzo complesso, possibile ottenimento di un risparmio in peso di circa il 30% in confronto con quelli lavorati con tecnologie tradizionali, poiché c'è una grande riduzione dei pezzi da assemblare dato che i singoli pezzi non vengono più saldati o stampati ma viene prodotto il singolo pezzo per intero con notevole guadagno di rigidità;
- Possibilità di realizzare imbutiture anche complicate in una sola operazione, raggiungendo, tra l'altro, maggiori profondità, come conseguenza della mancanza di spigoli negli stampi, del minore attrito tra punzone e matrice e della minore possibilità di formatura di grinze;
- Possibilità di non richiedere profili speciali o sagome per la matrice, essendo elastica;
- Assenza di colonne di guida perché i due mezzi stampi non richiedono un riferimento preciso;
- Possibilità di costruire il punzone di diverso materiale purché non soggetto a logorio;
- Assenza di molle, estrattori, ecc.

3.4.2 Svantaggi

- Tempi di ciclo relativamente lenti e necessità di individuare un ciclo di processo ottimo (legge di aumento di pressione in funzione della corsa del punzone);
- Necessità di impiegare stampi accuratamente levigati;
- Limitazione del processo ad un volume di pezzi limitato a causa del basso ritmo di produzione;
- Utilizzo di una pressa molto pesante per vincere la pressione idrostatica che agisce contro il punzone su un'area relativamente grande;
- Costo delle attrezzature mediamente il 30% in più rispetto a quelle usate nelle operazioni di stampaggio tradizionale;
- Standardizzazione degli utensili per volumi di produzione più elevati a causa della gran quantità di essi “messi in disparte”;
- Necessità di tempi di attrezzaggio relativamente lunghi.

I parametri importanti che regolano le applicazioni del processo sono:

- compatibilità del materiale della lamiera con i requisiti di formatura;
- resistenza del materiale e spessore rapportato alla pressione idrostatica in rapporto alla riduzione richiesta;
- gamma della dimensione del particolare in rapporto alle dimensioni del punzone e del grezzo.

Quando si scelgono materiali per un'imbutitura particolare, si dovrebbero usare solo quelli della migliore qualità, compatibilmente con i requisiti richiesti. In condizioni marginali sarà la qualità del materiale a stabilire il successo o il fallimento della lavorazione. In ogni caso la qualità e la condizione del materiale devono essere scelti in funzione della resistenza necessaria del particolare, della riduzione in percentuale e della geometria del pezzo. Se si ha l'impressione che la struttura della grana del materiale sia un problema per l'imbutitura, è necessario scegliere materiale laminato trasversalmente.

Questa tecnica è in pieno sviluppo poiché non si conoscono ancora relazioni certe tra i vari parametri e la loro influenza sui limiti di processo.

3.5 PARAMETRI DEL PROCESSO DI HYDROFORMING

Mentre la tecnica di hydroforming di tubi (THF) risulta essere abbastanza affermata, la stessa applicata alle lamiere (SHF) è ancora ferma ad uno stato pre-industriale. Infatti, sebbene le prospettive di vantaggi siano ben evidenti, sia sotto l'aspetto qualitativo dei prodotti ottenibili che di gestione dei macchinari impiegati, risultano ancora sotto esame i vari parametri che caratterizzano il processo. Inoltre, il limite di tale processo è il più alto tempo di produzione, paragonato ad un processo di formatura standard.

E' importante analizzare gli effetti della pressione e dell'attrito [19-20], in quanto trattasi di parametri fortemente significativi nell'ambito della tecnica sotto analisi. In particolare, verranno analizzati i limiti minimi e massimi di pressione per una corretta idroformatura e l'influenza della scelta dell'incremento e della legge di pressione sul processo.

3.5.1 Limiti di pressione

Nell'hydroforming, all'azione di un organo mobile che determina la forma del componente (punzone), si va ad aggiungere una pressione idraulica che agisce sulla superficie della lamiera che si sta formando. Il fluido, pressando la coppa contro il punzone genera una forza d'attrito che aiuta a ridurre la tensione di imbutitura nella regione critica della parete della coppa; così, la spinta radiale sulla periferia, l'assenza dell'attrito stampo-raggio e l'alta forza d'attrito tra punzone e parete della coppa permettono di incrementare il possibile rapporto di imbutitura nell'hydroforming. Rapporti di imbutitura di circa 3.2 sono riportati in letteratura.

Si può notare che quando la pressione p aumenta, la spinta radiale aumenta, così come la forza d'attrito sulla flangia (e solo su questo lato), cioè la pressione è aumentata con la corsa del punzone in modo da garantire un bilancio tra questi due effetti opposti.

In seguito all'aumento della pressione nelle fasi finali del processo, è possibile produrre componenti con un piccolo raggio di imbutitura. Se la pressione è troppo bassa, si troveranno raggrinzimenti sulla flangia; se, invece, è troppo alta, la forza d'attrito sarà alta e la coppa si fratterà.

A causa della assenza dello stampo si può correre il rischio di avere raggrinzimenti sulla regione raccordata. Per evitare tale inconveniente, la pressione deve essere sufficientemente alta; la variazione di pressione con la corsa del punzone dovrebbe essere tale da evitare raggrinzimenti ed allo stesso tempo prevenire eccessive forze d'attrito presenti sulla flangia,

che porterebbero ad una coppa fratturata. Ne risulta che è necessario stabilire dei limiti inferiori e superiori per il valore della pressione, in funzione della corsa del punzone, in modo da assicurarsi contro rotture o piegature indesiderate. La difficoltà consiste proprio nel trovare la giusta pressione del fluido in funzione della corsa del punzone per impedire rotture ed instabilità. A tal proposito, si riporta in figura 3.6 il diagramma pressione-avanzamento punzone, in cui si evidenziano i possibili esiti del processo.

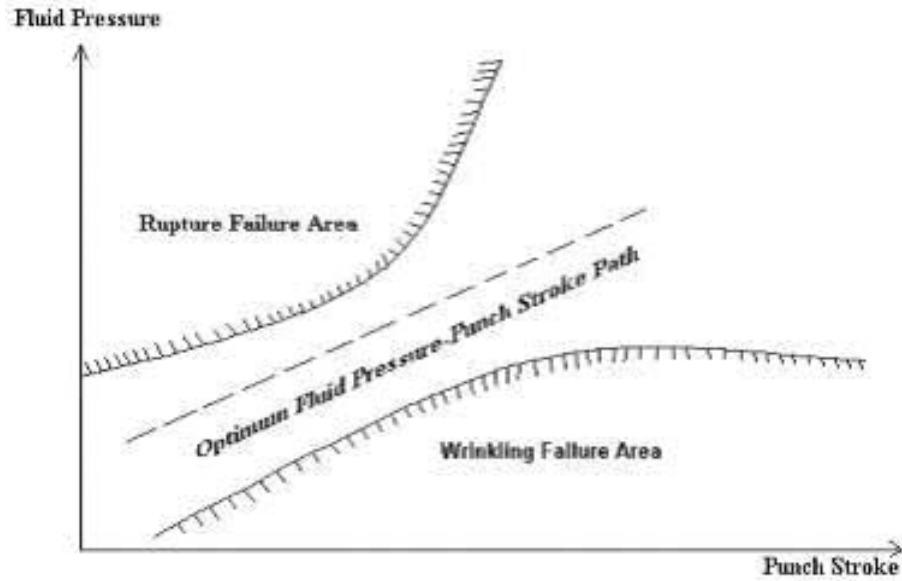


Figura 3.6) Comportamento del processo nel diagramma pressione-avanzamento punzone

Lo sforzo di imbutitura in alcuni stampi, quando la coppa si sta imbutendo, è fornita da [21]:

$$\frac{F}{\pi dt} = \sigma_z = 1,1\sigma_m \ln \beta - p + \frac{\mu p}{8} (\beta^2 - 1) \left(\frac{1}{\beta} + 1 \right) \frac{d}{t} + \sigma_2 \frac{t}{2r_d} \quad (3.1)$$

dove β è il rapporto di imbutitura, d è il diametro del punzone, D è il diametro istantaneo della flangia della coppa, F è la forza sulla parete della coppa necessaria per l'imbutitura, p è la pressione del fluido, r_d è il raggio di imbutitura che varia durante l'idroformatura, σ_2 è la tensione d'incrudimento del materiale sul bordo imbutito, σ_m è la media dello sforzo prodotto dal materiale sulla flangia, σ_z è lo sforzo di imbutitura sulla parete della coppa, $\sigma_i = 1,1\sigma_m \ln \beta$ è il lavoro di deformazione dovuto all'imbutitura radiale della coppa, $\sigma_2 \frac{t}{2r_d}$

è la componente di tensione per la formazione del raggio d'imbutitura, $\frac{\mu p}{8}(\beta^2 - 1)\left(\frac{1}{\beta} + 1\right)\frac{d}{t}$ è la componente dello sforzo di imbutitura dovuto alla forza d'attrito sulla flangia e t è lo spessore del lamierino [22]. Una componente dovuta all'attrito sul raggio dello stampo è assente poiché lo stampo non c'è. Per l'equilibrio sul raggio d'imbutitura deve essere $r_d p = \sigma_z t$.

Per impedire al lamierino di sollevarsi dalla corona di prelamiera quando il punzone lo preme su di essa, F deve essere minore del carico applicato sull'area circolare del lamierino dalla pressione p . Ciò può essere approssimativamente fornito da:

$$F = \sigma_z \pi d t < p \frac{\pi}{4} (D^2 - d^2) \quad (3.2)$$

che può essere semplificata così:

$$\sigma_z < \frac{1}{4dt} (D^2 - d^2) p \quad (3.3)$$

Potendo usare l'equazione (3.1)

$$1,1\sigma_m \ln \beta - p + \frac{\mu p}{8}(\beta^2 - 1)\left(\frac{1}{\beta} + 1\right)\frac{d}{t} + \sigma_2 \frac{t}{2r_d} < \frac{1}{4dt} (D^2 - d^2) p$$

Manipolando l'equazione si ha:

$$p > \frac{1,1\sigma_m \ln \beta + \sigma_2 \frac{t}{2r_d}}{\left[1 + \frac{d}{4t} \left\{(\beta^2 - 1) - \frac{\mu}{2\beta}(\beta^2 - 1)(\beta + 1)\right\}\right]} \quad (3.4)$$

La precedente espressione fornisce la minima pressione necessaria nell'hydroforming. Comunque, per impedire raggrinzimenti della flangia e pieghettature sulle aree non sostenute, la pressione dovrebbe avere altri limiti più bassi. Questi possono essere determinati mediante analisi più elaborate. Per impedire l'instabilità della parete della coppa che porta alla frattura alla gola del raggio, deve essere $\sigma_z < \text{UTS}$, dove UTS è la tensione di rottura del materiale nella gola dello stampo. Usando l'equazione (3.1) la precedente equazione diventa:

$$1,1\sigma_m \ln \beta - p + \frac{\mu p}{8}(\beta^2 - 1)\left(\frac{1}{\beta} + 1\right)\frac{d}{t} + \sigma_2 \frac{t}{2r_d} < \text{UTS} \quad (3.5)$$

L'ultima equazione può essere manipolata per fornire:

$$p < \frac{UTS - 1,1\sigma_m \ln \beta - \sigma_2 \frac{t}{2r_d}}{\frac{\mu}{8\beta} (\beta^2 - 1)(\beta + 1) \frac{d}{t} - 1} \quad (3.6)$$

La precedente espressione fornisce una sovrastima della pressione, poiché lo sforzo di imbutitura è usualmente mantenuto considerevolmente al di sotto di UTS per minimizzare lo spessore della parete della coppa.

Dalla precedente analisi teorica semplificata risulta, dunque, che la pressione p deve trovarsi all'interno dei limiti forniti dalle equazioni (3.4) e (3.6) per una buona idroformatura. Una più accurata fascia per la pressione può essere determinata usando delle più elaborate teorie.

3.5.2 Influenza delle leggi di pressione

Al fine di valutare l'influenza delle leggi di pressione, sono stati condotti degli studi avvalendosi di un sistema di controllo pressione (PCS), atto a regolare la pressione dell'olio nella camera di formatura. Il processo impiegato non prevede la presenza di organi mobili, ossia è un processo del tipo stretch forming senza scanalature per consentire il libero scorrimento delle flange. I test sono stati effettuati considerando sia una legge di pressione lineare che una complessa [23]. L'elemento di partenza è un lamierino circolare di diametro 95 mm e spessore 0.5 mm. Il risultato del processo è un cilindro con base raccordata con raggio di raccordo 10 mm. Se ne riporta un modello CAD in figura 3.7.

La variabile da controllare sarà lo spessore. Tali misurazioni sono state effettuate con una macchina a misura di coordinate (CMM). La forza di chiusura del premilamiera è stata posta pari a 2 kN per massimizzare l'imbutitura del materiale.

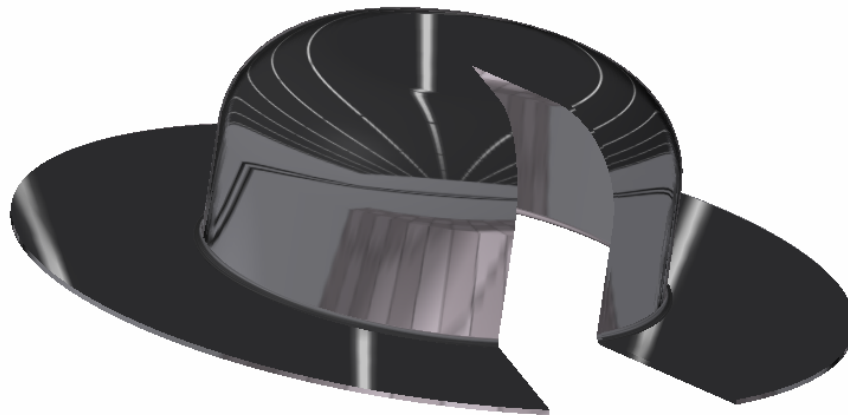


Figura 3.7) Spaccato del modello CAD del componente imbutita oggetto dello studio

Sono state condotte prove con incrementi di pressione pari ad 1-5-10-15 bar/sec. Con valori elevati di incrementi (>30 bar/sec) si sono verificate rotture dei provini a livelli di pressione massimi più bassi che nei casi che andranno analizzati.

Nel processo di formatura si possono distinguere due fasi ben distinte: una fase di libera espansione del lamierino ed una di calibrazione. In tutti i casi analizzati il livello di pressione a cui si è constatato il passaggio da una fase all'altra è compreso nell'intervallo 240-260 bar.

Si è potuto riscontrare che il modo di deformazione nella prima fase di formatura è indipendente dagli incrementi di pressione. Ciò è confermato dalla misura degli spessori dei provini (si veda la figura 3.8).

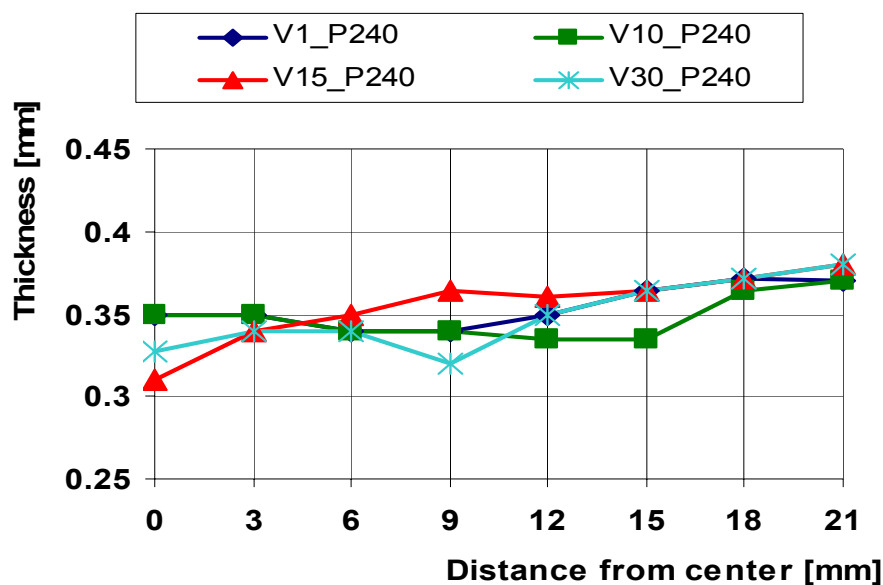


Figura 3.8) Andamento degli spessori in funzione della distanza dal centro nella fase di libera espansione

L'effetto degli incrementi di pressione è riscontrabile nella fase di calibrazione, nella quale gli incrementi più alti consentono un più intimo contatto tra la testa del componente ed il fondo dello stampo. Ciò provoca uno spostamento della sezione più assottigliata (quindi la sezione più critica nei confronti della rottura) verso la periferia, ma presenta anche l'ispessimento locale massimo, come evidenziato in figura 3.9.

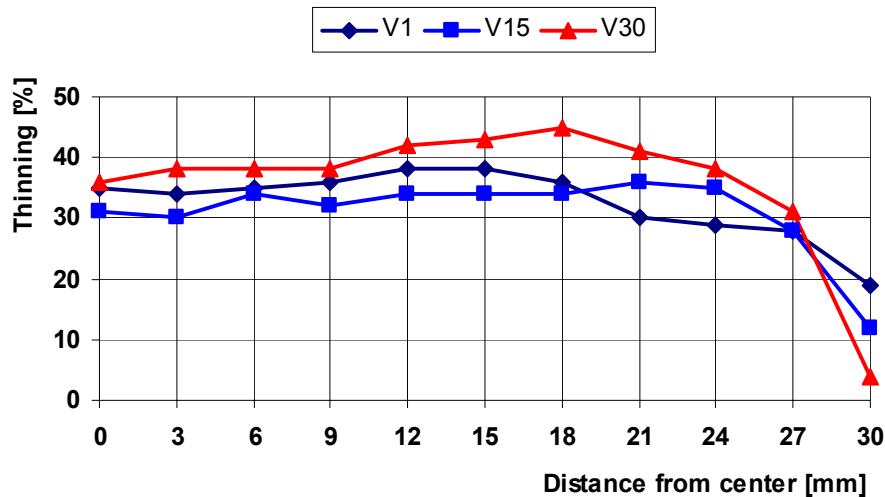


Figura 3.9) Andamento degli assottigliamenti in funzione della distanza dal centro nella fase di calibrazione

Lo studio dell'influenza della legge di pressione è stato condotto dividendo il ciclo di pressione in tre tratti:

- il primo tratto è realizzato con un incremento di pressione di 50 bar/sec e si spinge fino ad una pressione di 240 bar;
- il secondo tratto va da 240 a 300 bar ed il terzo da 300 a 360 bar.

Per gli ultimi due tratti sono state previste prove per valori di incrementi di pressione pari ad 1, 10 e 30 bar/sec, per un totale di 9 possibili combinazioni; il tutto è riportato in figura 3.10. Si è constatato che nella fase di libera espansione non si risente significativamente della legge di pressione.

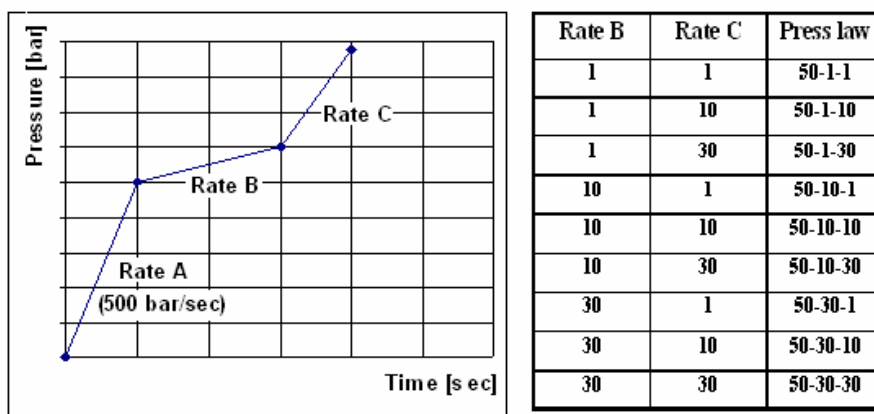


Figura 3.10) Legge di pressione e tabella delle combinazioni

Gli effetti sono più significativi per la fase di calibrazione (figure 3.11 e 3.12); si è riscontrata, infatti, una forte variazione degli spessori nel caso in cui si è passati per quote molto diverse di pressione (1-30; 30-1), fenomeno non riscontrabile nel caso in cui sia risultato meno brusco tale passaggio (10-30; 30-10).

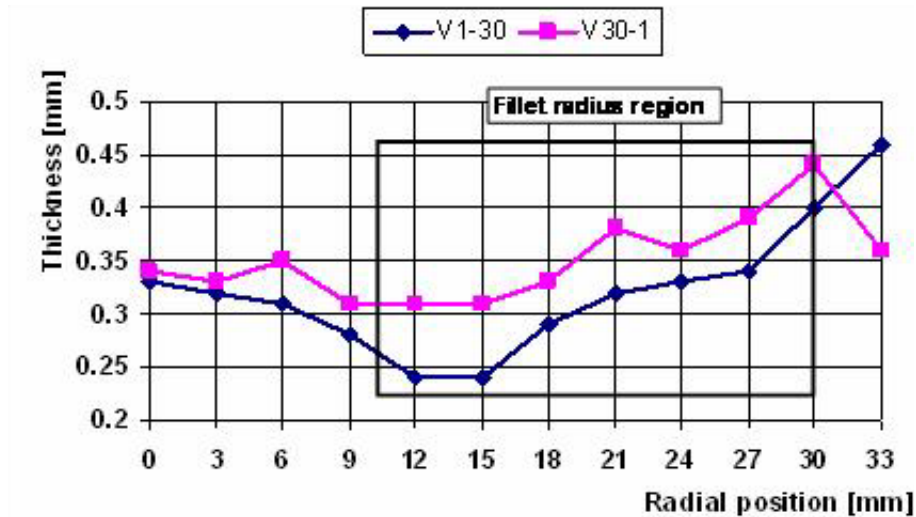


Figura 3.11) Andamento degli spessori in funzione della posizione radiale per i casi V1-30 e V30-1

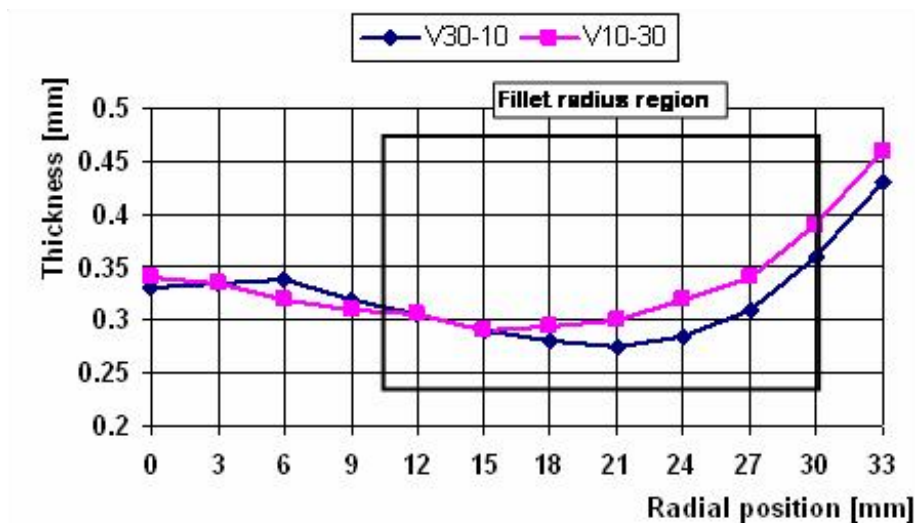


Figura 3.12) Andamento degli spessori in funzione della posizione radiale per i casi V30-10 e V10-30

Resta da sottolineare che, adottando la legge 50-30-1, sono stati evitati pericolosi assottigliamenti, il che non è stata riscontrato per la legge 50-1-30, per la quale è occorsa la rottura del componente.

3.5.3 Influenza dell'attrito

Il processo di hydroforming, illustrato in figura 3.13, è sensibile ai coefficienti d'attrito che interessano le parti in contatto del processo. Essi sono più alti per i contatti coinvolgenti materiali con una scarsa finitura superficiale; tali coefficienti possono essere abbassati mediante la lubrificazione dei contatti. Inoltre si può asserire che il coefficiente d'attrito diminuisce all'aumentare della pressione di contatto. Tale comportamento può essere associato agli effetti idrostatici ed idrodinamici dovuti alla presenza del lubrificante nelle asperità presenti sulla superficie del materiale.

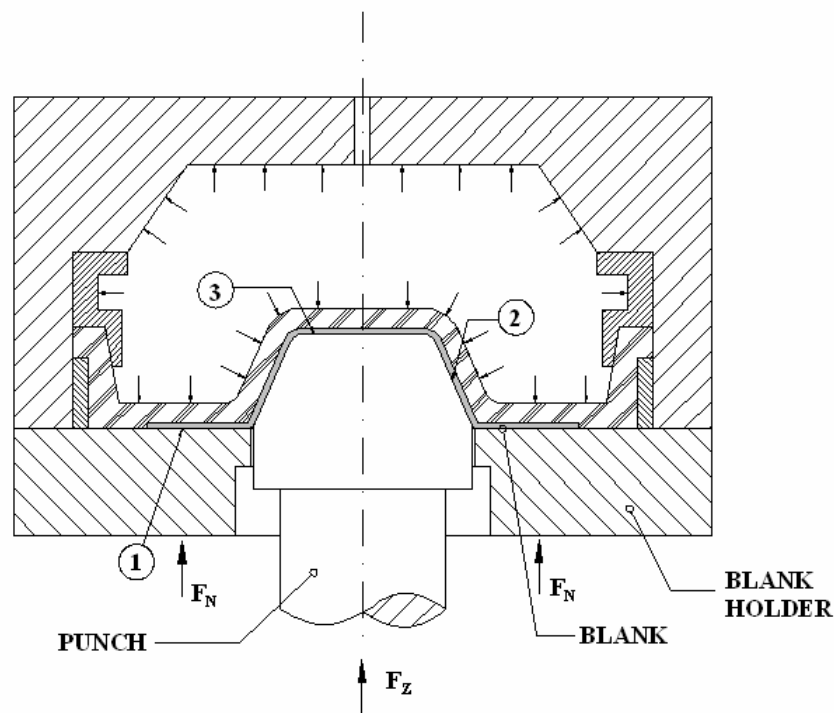


Figura 3.13) Processo di hydroforming

Ad alti valori della forza di chiusura F_N , le forze idrostatiche ed idrodinamiche raggiungono valori significativi che causano una riduzione della forza d'attrito agente sulla corona di prelamiera. Di conseguenza la forza di imbutitura massima, $F_{Z \text{ MAX}}$, diminuisce così come diminuisce il coefficiente d'attrito. Con pressioni di contatto maggiori, il lubrificante può essere spinto fuori dall'area di contatto, producendo un incremento dell'attrito.

Un altro fenomeno importante, dovuto sempre all'aumento di F_N , è l'incremento del valore effettivo di contatto fra le superfici, che dipende dalle proprietà del materiale ed influenza il comportamento dello stesso.

Nel caso in figura 3.13, si distinguono tre contatti fra i componenti che influenzano in maniera differente l'esito del processo:

- Il contatto numero 1 interessa il lamierino e la corona di premilamiera - per tale tipo di contatto occorre raggiungere un compromesso relativamente al coefficiente d'attrito; difatti, una lubrificazione insufficiente porta ad un cattivo scorrimento del materiale, che si riflette in un limitato valore del rapporto di imbutitura, mentre una eccessiva lubrificazione può favorire la formazione di grinze sulla flangia;
- Il contatto numero 2 interessa il lamierino e la superficie laterale del punzone – tale contatto risente della natura del materiale da imbutire; infatti, come si vedrà meglio nel seguito, per alcuni materiali risulta indifferente ai fini di una corretta imbutitura, mentre per altri è consigliabile che venga conservato al di sopra di un limite inferiore, per evitare la rottura nei pressi del raccordo del punzone, e al di sotto di un limite superiore, al fine di evitare la rottura nei pressi del raggio di imbutitura;
- Il contatto numero 3 interessa il lamierino e la testa del punzone – questo contatto, nel caso di alto coefficiente d'attrito, contribuisce a ridurre tensioni ed allungamenti nelle zone critiche del processo, ossia nei pressi del raggio di raccordo del punzone, con la possibilità di raggiungere più elevati rapporti di imbutitura.

In definitiva la superficie del punzone, specialmente l'area della testa, gioca un ruolo fondamentale nel processo di formatura. Seguendo un incremento nella rugosità della testa del punzone, il massimo rapporto di imbutitura cresce quasi linearmente. La rugosità superficiale del lato diritto del punzone può non avere influenza significativa nel processo di formatura.

Quindi, usando rugosità differenti nelle diverse aree del punzone e lubrificando con criterio i contatti si otterranno risultati soddisfacenti.

3.6 FRATTURE E RAGGRINZIMENTI

I problemi di imbutitura possono essere generalmente divisi in due categorie: frattura e forti raggrinzimenti [24]. La frattura, inoltre, può essere di tre tipi principali, come mostra la figura 3.14: frattura iniziale, media e finale.

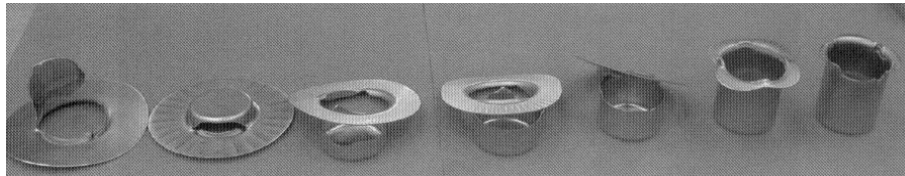


Figura 3.14) Tipi principali di frattura

Per frattura iniziale si intende che il fenomeno si è verificato nella fase iniziale del processo di formatura; se ne distinguono due forme, mostrate in figura 3.15: una si ha prima che emerga il raggrinzimento sulla flangia del lamierino e l'altra si verifica a causa del raggrinzimento della flangia del lamierino.

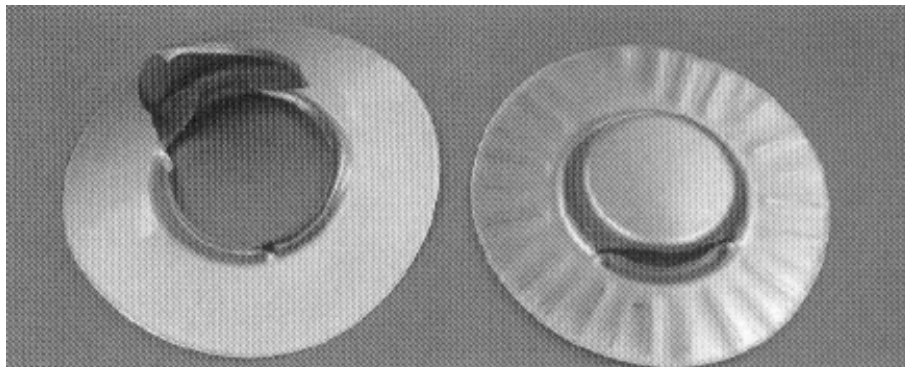


Figura 3.15) Tipi di fratture iniziali

Per il materiale AL6016-T4 la frattura iniziale è causata principalmente da una insufficiente pressione iniziale nella camera di formatura, da una scarsa lubrificazione sulla flangia del lamierino, da un insufficiente gap fra corona di prelamiera e stampo o un eccessivo rapporto di imbutitura. Le figure 3.16 e 3.17 riportano gli andamenti della pressione del fluido nella camera e della forza di imbutitura in funzione dell'avanzamento del punzone nel caso di successo e fallimento del processo.

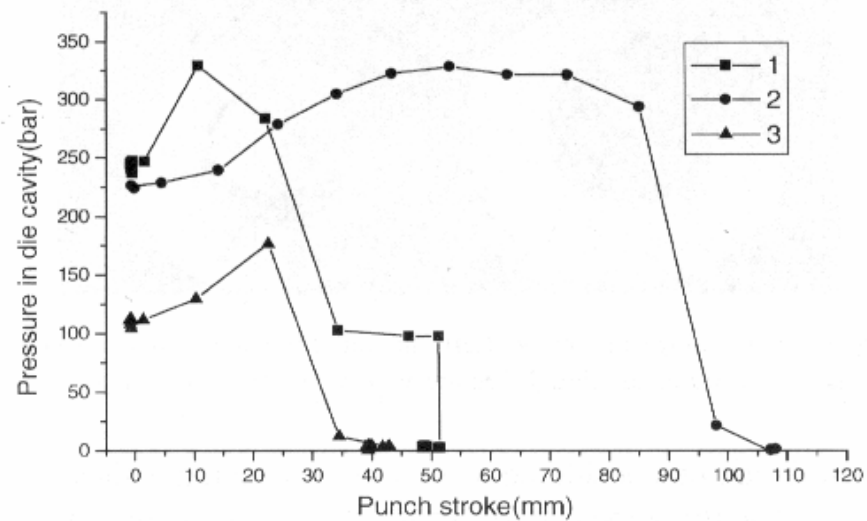


Figura 3.16) Andamento della pressione in funzione dell'avanzamento del punzone

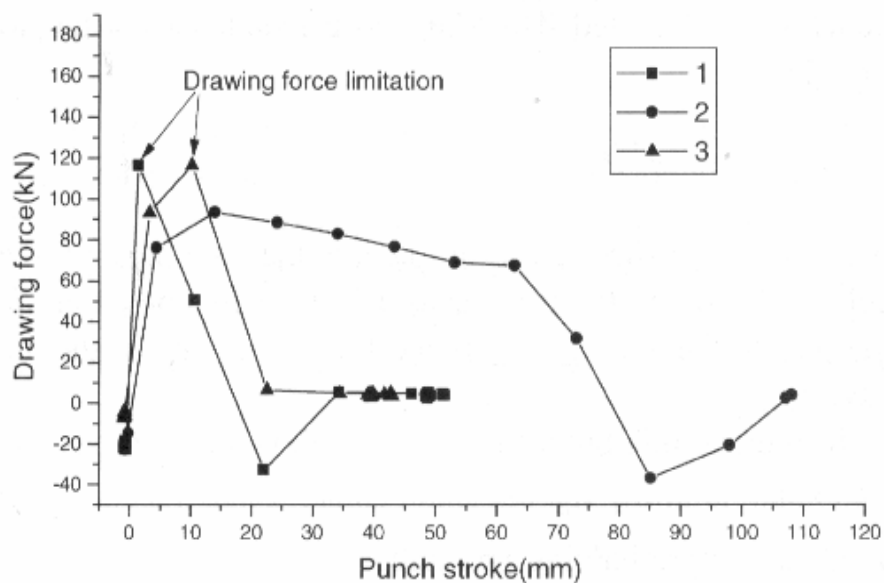


Figura 3.17) Andamento della forza di imbutitura in funzione dell'avanzamento del punzone

Si constata, in figura 3.16 che la frattura iniziale potrebbe essere indotta da una pressione del liquido nella camera troppo alta o troppo bassa. La figura 3.17 mostra che le forze di imbutitura del lamierino (SDF), costituite dall'aliquota per la deformazione dello stesso e dall'attrito, sono pressoché le stesse quando sopraggiungono le fratture per pressione troppo alta o troppo bassa. Il sistema di controllo può solo raccogliere i dati per la forza totale del punzone (TPF). L'SDF è stata calcolata in accordo con l'equazione (3.7):

$$f_D = f_p - \frac{1}{4}\pi d_p^2 P_S \quad (3.7)$$

dove f_D è la forza di imbutitura del lamierino, f_p è la forza totale del punzone rilevata attraverso un sensore, d_p è il diametro del punzone e P_S è la pressione del fluido nella camera.

Per eliminare questo tipo di frattura i metodi che possono essere usati sono:

- regolare la pressione di preformatura;
- usare un buon lubrificante;
- incrementare la rugosità della superficie del punzone così che l'effetto dell'attrito possa essere aumentato;
- regolare il gap fra stampo e corona di premilamiera.

La frattura media può essere di primo tipo (M-1), di secondo tipo (M-2) e di ultimo tipo (M-3), dipendendo dalla posizione del picco della forza del punzone (PPF) e ciò può essere visto in figura 3.18.

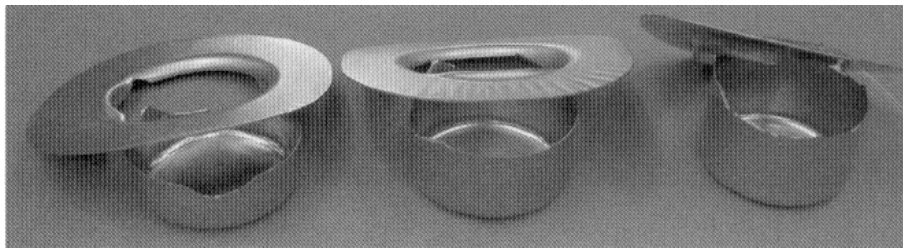


Figura 3.18) Tipi di frattura media

Il primo tipo si ha prima che la SDF raggiunga il PPF, il secondo tipo si ha quando la SDF eguaglia il PPF e l'ultimo tipo appare dopo che si è avuto il PPF. La figura 3.19 mostra le variazioni della forza di imbutitura in funzione dello spostamento del punzone. Essa mostra che queste fratture, generalmente, si hanno quando sia la forza totale del punzone che quella di imbutitura del lamierino raggiungono il valore massimo.

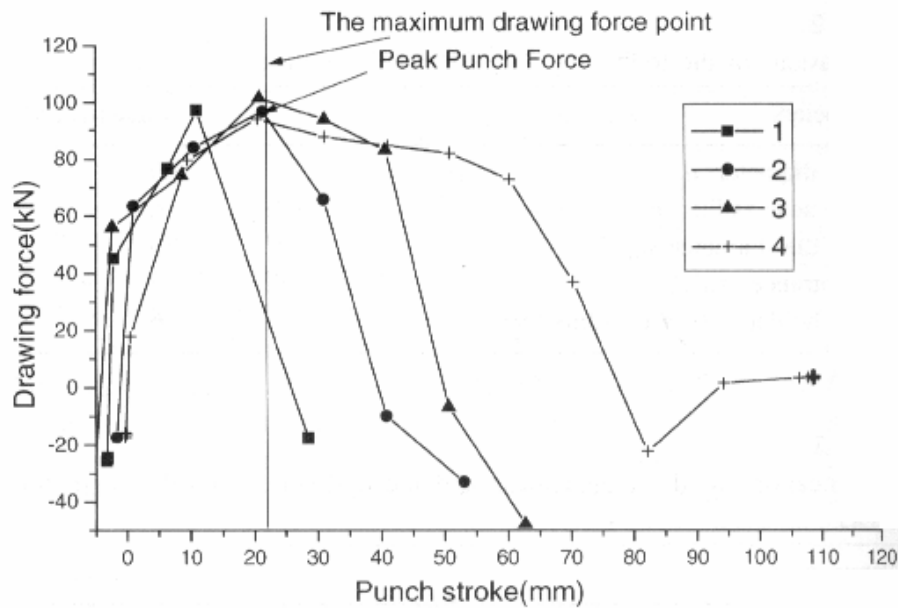


Figura 3.19) Andamento della forza di imbutitura in funzione dello spostamento del punzone

Per prevenire la frattura media potrebbero essere usati i seguenti metodi:

- usare una buona lubrificazione sulla flangia del lamierino;
- incrementare il gap fra stampo e corona di prelamiera;
- incrementare la pressione del liquido nella camera di pressione.

La frattura finale è mostrata in figura 3.20 dove ne vengono riportati i due tipi. Nel primo tipo, l'intera flangia si stacca, mentre, nel secondo, solo una o due orecchie sono rimosse.

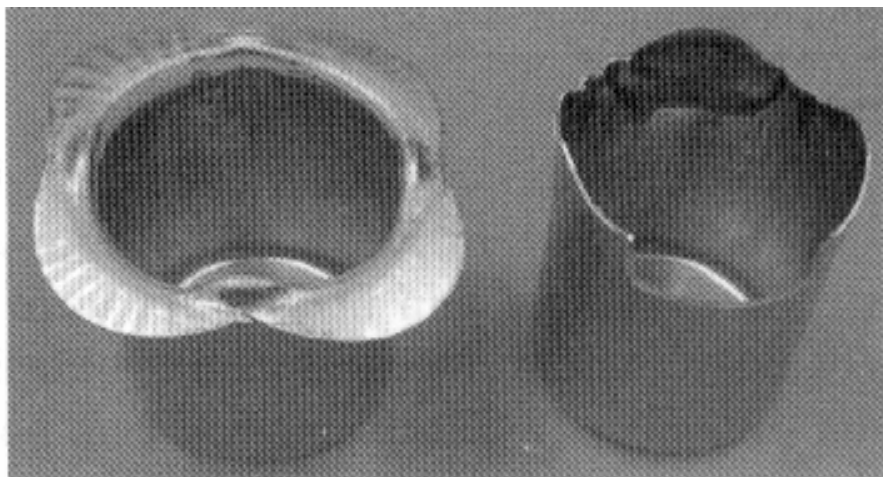


Figura 3.20) Tipi di frattura finale

La frattura nasce a causa delle piegature in corrispondenza del raggio di entrata dello stampo. Per eliminare tale frattura si possono usare i seguenti metodi:

- diminuire la pressione del liquido nella fase finale;
- usare un buon lubrificante sulla flangia, specialmente sul bordo della stessa;
- controllare la formazione di grinze nella fase iniziale di formatura;
- rendere il gap più uniforme.

Generalmente, la causa principale delle fratture è una tensione troppo grande sulla parete della coppa. Se la resistenza esplicata in corrispondenza della flangia del lamierino è troppo alta o la resistenza della parete della coppa non è sufficiente a consentire l'imbutitura della flangia, si avrà una frattura. Fondamentalmente, potrebbero essere usati due metodi per prevenire il verificarsi di fratture:

- ridurre il carico sulla parete della coppa o diminuire la resistenza della flangia del lamierino usando un buon lubrificante;
- ridurre la forza di contatto ed evitare raggrinzimenti.

L'altro tipo di problema sono i forti raggrinzimenti che possono essere divisi in due gruppi: raggrinzimenti del corpo e raggrinzimenti della flangia, mostrati in figura 3.21.

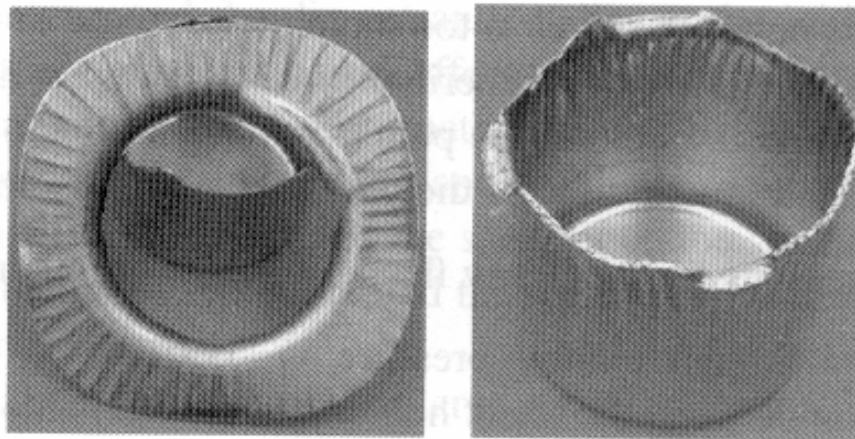


Figura 3.21) Tipologie di raggrinzimenti

Le cause dei raggrinzimenti del corpo sono principalmente:

- raggio di entrata dello stampo troppo largo;
- le grinze del corpo sono ereditate dalle grinze della flangia;
- il gioco fra punzone e stampo è troppo largo;
- la pressione del liquido nella camera non è sufficientemente alta.

Le cause delle grinze sulla flangia sono principalmente:

- pressione troppo piccola della corona di premilamiera;
- il gap fra corona di premilamiera e stampo è troppo largo;
- la lubrificazione è troppo elevata;
- la pressione radiale è stata caricata anche sulla superficie superiore del lamierino.

CAPITOLO 4

IL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING

4.1 INTRODUZIONE

La recente diversificazione della richiesta del cliente nel campo della formatura di lamiere metalliche ha portato allo sviluppo di nuovi metodi manifatturieri altamente flessibili per produzioni di piccoli lotti. Tra questi, ricordiamo il flexible stretching forming, lo sheet dieless forming, lo sheet fluid forming e l'incremental forming [25].

Nell'incremental forming, un utensile dalla forma semplice impone localmente una deformazione plastica alla lamiera in maniera progressiva. Il processo può essere facilmente schematizzato con un utensile che impone una deformazione plastica sulla lamiera mediante una macchina a controllo numerico (figura 4.1).

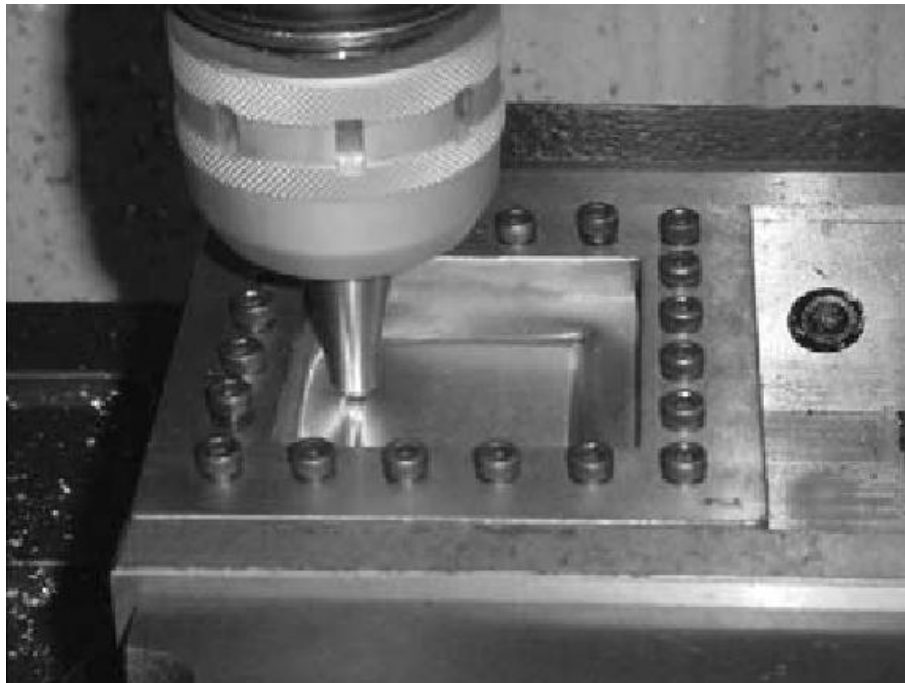


Figura 4.1) Il processo di incremental forming

L'utensile si muove sia orizzontalmente che verticalmente comandato da un programma con cui si setta il percorso utensile, dando così forma alla lamiera. Questo rappresenta uno dei vantaggi principali della tecnica, ossia la possibilità di realizzare geometrie diverse mediante lo stesso utensile, attraverso il settaggio del percorso utensile specifico per la geometria da realizzare ed, eventualmente, l'impiego di attrezzature specifiche nel caso di geometrie complesse [25-27] (figure 4.2-4.3).

Inoltre, la formabilità delle lamiere metalliche risulta essere più elevata per tale processo rispetto ai processi di formatura convenzionali. Dall'altro lato, il processo risulta essere più lento dei tradizionali processi di formatura e sono ancora relativamente poche le conoscenze relative ai parametri di processo.



Figura 4.2) Geometria complessa realizzata mediante incremental forming

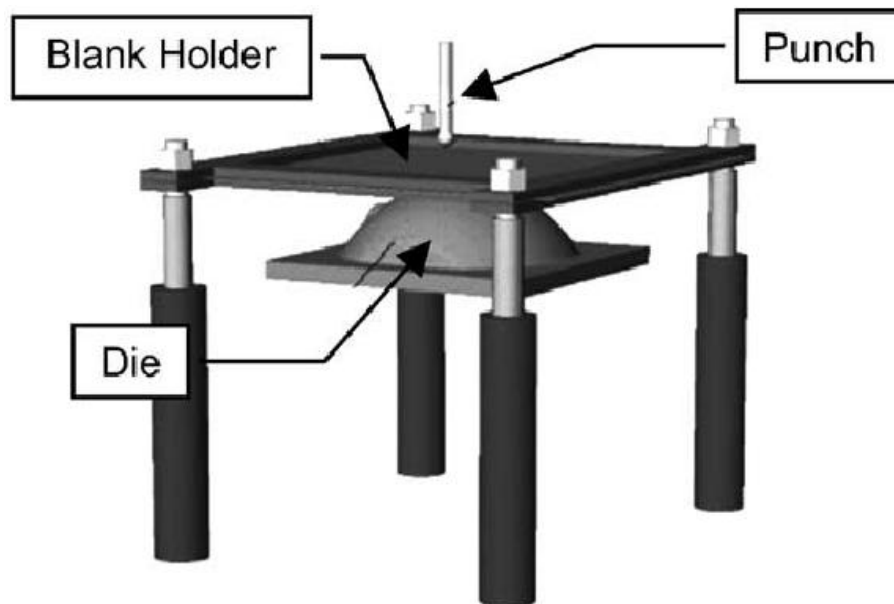


Figura 4.3) Attrezzatura impiegata per la realizzazione del componente illustrato in figura 4.2

4.3 FORZE E DEFORMAZIONI NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING

Si vogliono analizzare le deformazioni in cui incorre una lamiera in un processo di Incremental Forming, di cui si riporta un modello in sezione in figura 4.4.

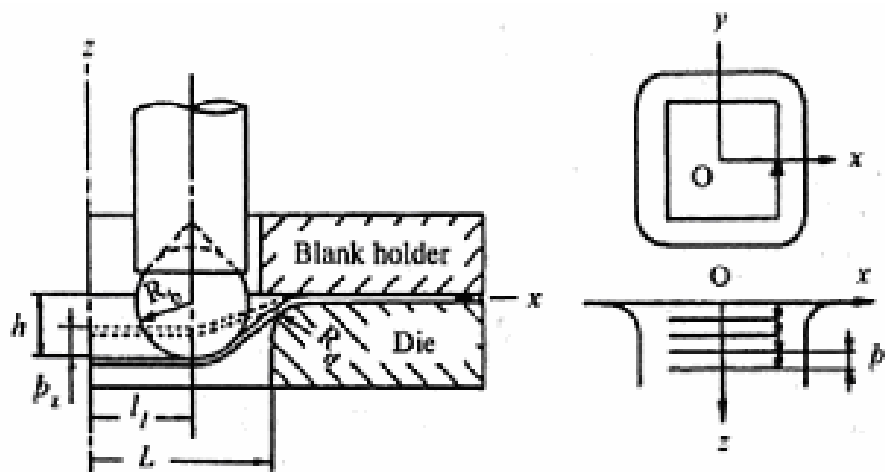


Figura 4.4) Incremental forming con utensile sferico

Si assuma un modello di deformazione piana (figura 4.5), sotto l'ipotesi che la lamiera venga stirata uniformemente sotto l'azione del punzone. Le grandezze di interesse sono il raggio dell'utensile R_b , il raggio di curvatura interno dello stampo R_d , la distanza tra i lati opposti della cavità dello stampo $2L$, la profondità della gola formata h e la coordinata del centro della sfera dell'utensile x_b .

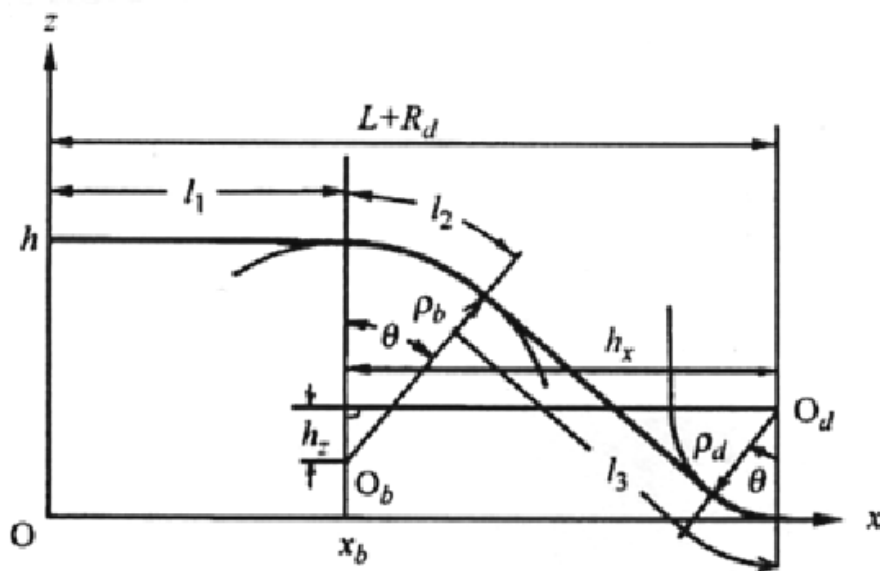


Figura 4.5) Modello di deformazione piana in incremental forming

Attraverso considerazioni geometriche si possono esprimere le seguenti relazioni:

$$\theta = \sin^{-1} \left[\frac{\rho_b + \rho_d}{(h_x^2 + h_z^2)^{1/2}} \right] - \tan^{-1} \left(\frac{h_z}{h_x} \right)$$

$$\rho_b = R_b + \frac{1}{2}t_0 \quad \rho_d = R_d + \frac{1}{2}t_0 \quad (4.1)$$

$$h_x = L + R_d - x_b \quad h_z = \rho_b + \rho_d - h$$

$$l_1 = x_b \quad l_2 = \rho_b \theta$$

$$l_3 = h_x \cos \theta - h_z \sin \theta + \rho_d \theta$$

Le deformazioni lungo gli assi saranno pari a:

$$\varepsilon_x = -\varepsilon_t = \ln \left[\frac{l_2}{L + R_d - l_1 - l_3} \right] \quad \varepsilon_y = 0 \quad (4.2)$$

La rottura si verifica per $\varepsilon_t = \varepsilon_{tB}$

dove ε_{tB} rappresenta la deformazione a cui si verifica la frattura, in condizioni di deformazione piana.

In figura 4.6 si riporta l'equilibrio tra l'azione del punzone e la reazione della lamiera deformata sempre nelle ipotesi di deformazione piana, trascurando le forze di attrito e la sollecitazione derivante dalla piegatura.

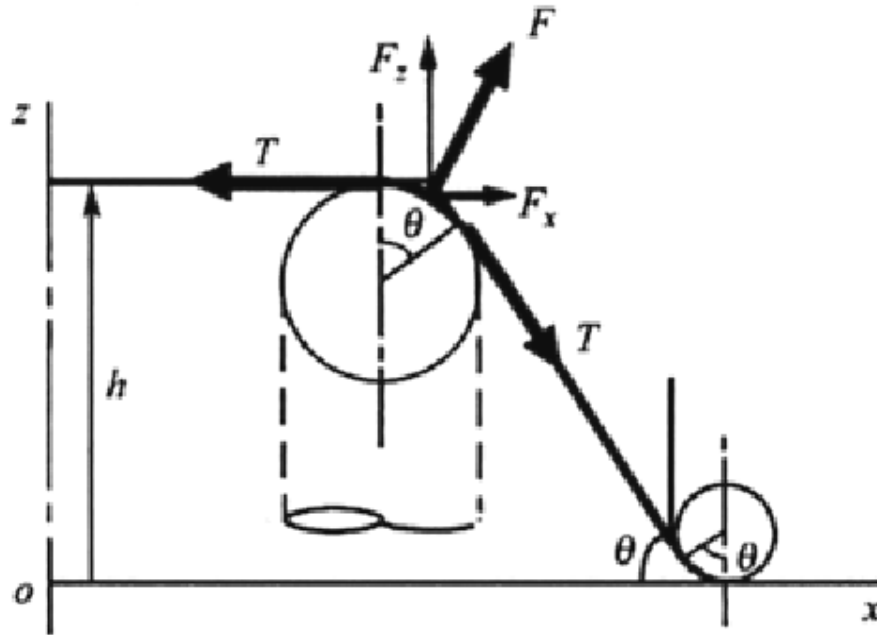


Figura 4.6) Equilibrio statico nel processo di incremental forming

Lo sforzo di trazione a cui è sottoposto il metallo è pari a:

$$T = Bt\sigma = \left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+1} F_c B t_0 \exp(-\varepsilon_x) \varepsilon_x^n \quad (4.3)$$

dove B e t sono la larghezza e lo spessore della lamiera stirata ed n è il coefficiente di incrudimento che rappresenta numericamente la deformazione reale nel punto di massima tensione.

Dalle condizioni di equilibrio, le forze di formatura si possono esprimere come:

$$\begin{aligned} F_x &= T(1 - \cos\theta) \\ F_z &= T \sin\theta \end{aligned} \quad (4.4)$$

4.4 PARAMETRI DI PROCESSO

Gli effetti dei parametri di processo analizzati sono relativi ad una lamiera di alluminio 1050 di 0.3 mm di spessore. La lamiera è di forma quadrata di dimensioni 130mm·130mm e temprato completamente a 350°C per 2 h. Le proprietà del materiale sono le seguenti: modulo elastico=70 GPa, limite elastico=32.5 MPa, indici di anisotropia a 0, 45 e 90 gradi $R_0=0.51$, $R_{45}=0.75$, $R_{90}=0.48$ e legge di tensione $\sigma=140\varepsilon^{0.25}$ MPa.

La formabilità è stata valutata mediante lo *straight groove test*. Nel caso specifico, lo spostamento orizzontale dell'utensile, alternato al verticale progressivo si sviluppa lungo un percorso di 40 mm fino a che è osservata una rottura. La lamiera è poi stata rimossa dall'apparecchiatura e sono state misurate le deformazioni minime e massime sulla griglia sul lato non in contatto della lamiera.

Si riportano in seguito i principali parametri che influenzano il processo [17;26;28-32].

4.4.1 Tipo di utensile ed attrito all'interfaccia utensile/lamiera

Due tipi di utensili, ossia una sfera libera di ruotare ed una semisfera, sono stati studiati con e senza lubrificazione. I risultati sono i seguenti: nel caso della sfera, il valore di $(\varepsilon_{\max}+\varepsilon_{\min})$ è 0.72 con lubrificazione e 0.73 senza lubrificazione. D'altra parte quando l'utensile a testa semisferica è stato usato, il valore è 0.67 con lubrificazione e 0.69 senza lubrificazione. Così, l'uso dell'utensile a sfera senza lubrificazione è la combinazione ideale per migliorare la formabilità. L'attrito all'interfaccia lamiera/utensile aumenta la zona di contatto dell'utensile, abbassando lo stato tensionale nella lamiera. Di conseguenza, l'eventualità di rotture è diminuita, e la formabilità risulta migliorata. Comunque, se l'aumento di attrito è elevato, la lamiera può incorrere più facilmente in rotture.

La figura 4.7 illustra le superfici degli incavi prodotte dalle quattro condizioni di cui sopra. L'utensile a sfera con lubrificazione non presenta graffi, mentre la semisfera senza lubrificazione capeggia per graffi provocati.

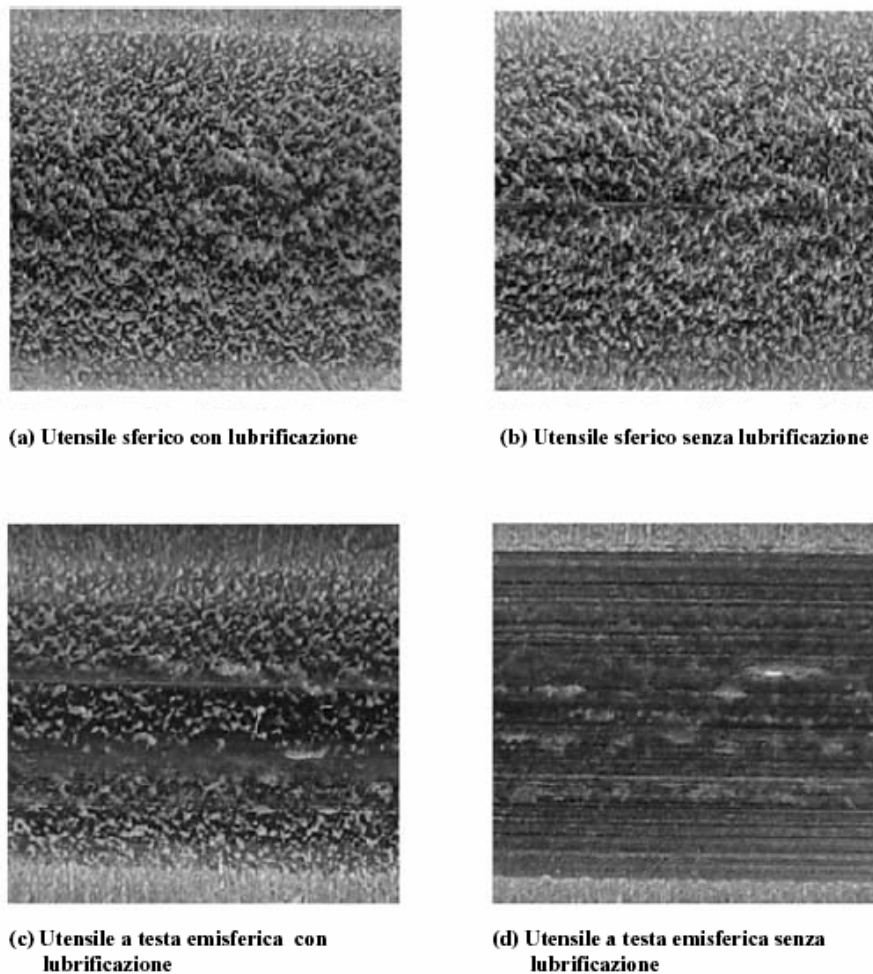


Figura 4.7) Superfici formate con diversi tipi di utensili con e senza lubrificazione

4.4.2 Dimensioni dell'utensile e anisotropia piana

Per l'influenza delle dimensioni dell'utensile, sono state condotte prove con una semisfera di 5, 10 e 15 mm di diametro. L'avanzamento verticale è stato fissato pari a 0.1 mm. Attraverso la misurazione delle deformazioni minime e massime si è risaliti alla valutazione di $(\epsilon_{\max} + \epsilon_{\min})$. Nelle figure 4.8 e 4.9 sono riportati tali valori per i 3 diametri analizzati per un processo parallelo (RD) e trasversale (TD) alla direzione di laminazione, in modo da tenere conto dell'influenza dell'anisotropia.

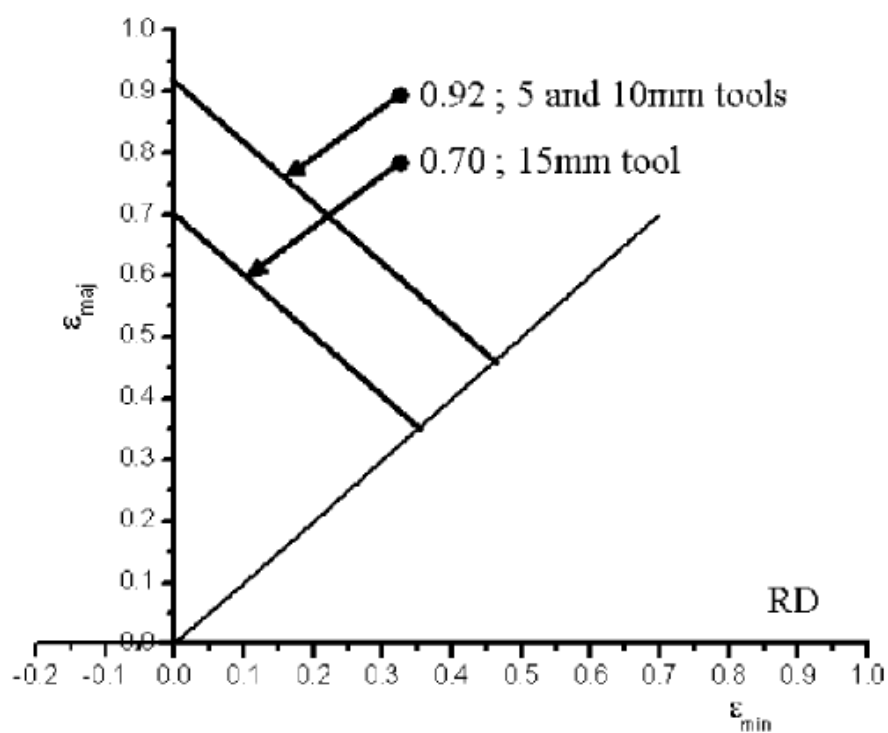


Figura 4.8) Curve di formabilità per diverse dimensioni di utensile in RD

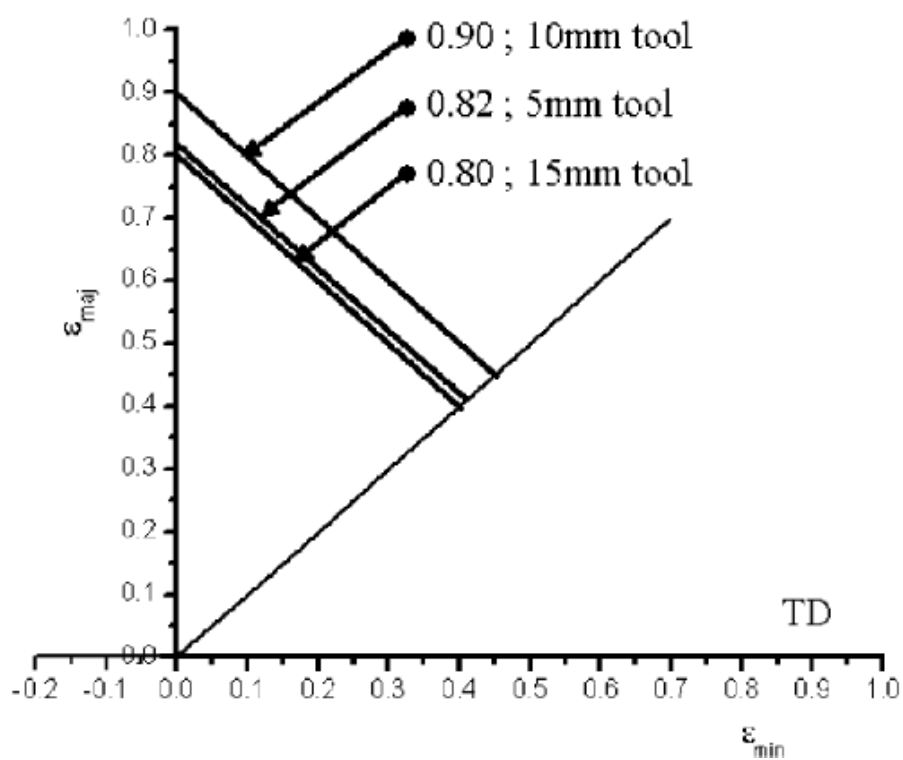


Figura 4.9) Curve di formabilità per diverse dimensioni di utensile in TD

Dalle figure di cui sopra si rileva che per movimento parallelo alla direzione di laminazione, i valori misurati sono 0.92, 0.92 e 0.7 rispettivamente per il diametro di utensile di 5, 10 e 15 mm. Nel caso di avanzamento trasversalmente alla direzione di laminazione, i valori sono 0.82, 0.9 e 0.8.

La rottura avviene ad una profondità di imbutitura di 6, 7.5 e 8.6 mm per i diametri di 5 mm con RD, 10 mm con RD e TD, e 15 mm con TD, rispettivamente. All'aumentare della dimensione dell'utensile, la zona di deformazione o di contatto aumenta e lo stato di deformazione decresce. Sostanzialmente, aumenta la profondità di imbutitura. Le rotture sono parallele alla direzione di avanzamento dell'utensile per i diametri di 5 e 10 mm. Contrariamente, le rotture sono parallele a TD nel caso di utensile di 15 mm di diametro.

Un codice esplicito e dinamico è stato usato per analizzare la deformazione durante i processi di cui sopra. I risultati di questo codice offrono sufficienti informazioni per capire il trend della deformazione. L'analisi è stata compiuta per profondità di imbutitura di 6, 7.5 e 8.6 mm per i diametri di 5, 10 e 15 mm rispettivamente, sia per RD che per TD. Le deformazioni minime e massime e gli spessori rilevati mediante il codice di calcolo sono riportati in figura 4.10. Sono riportate le grandezze in esame sia relativamente alla superficie superiore (a contatto con l'utensile) sia alla inferiore (non a contatto).

Lo spessore è grande nel tratto medio del percorso medio e piccolo alle due estremità; la deformazione massima sulla superficie inferiore è più grande che sulla superiore; la deformazione massima è piccola nel tratto medio e grande agli estremi; la deformazione minore è pressoché nulla a meno degli estremi del percorso. Comunque, tali differenze decrescono all'aumentare della dimensione dell'utensile.

Nel caso di utensile di 5 mm di diametro, la deformazione massima in RD è più grande che in TD. In contrapposizione, nel caso di utensile di 15 mm, la deformazione maggiore in TD è più grande che in RD. Nel caso di diametro di 10 mm, la deformazione maggiore è pressoché la stessa sia in RD che in TD.

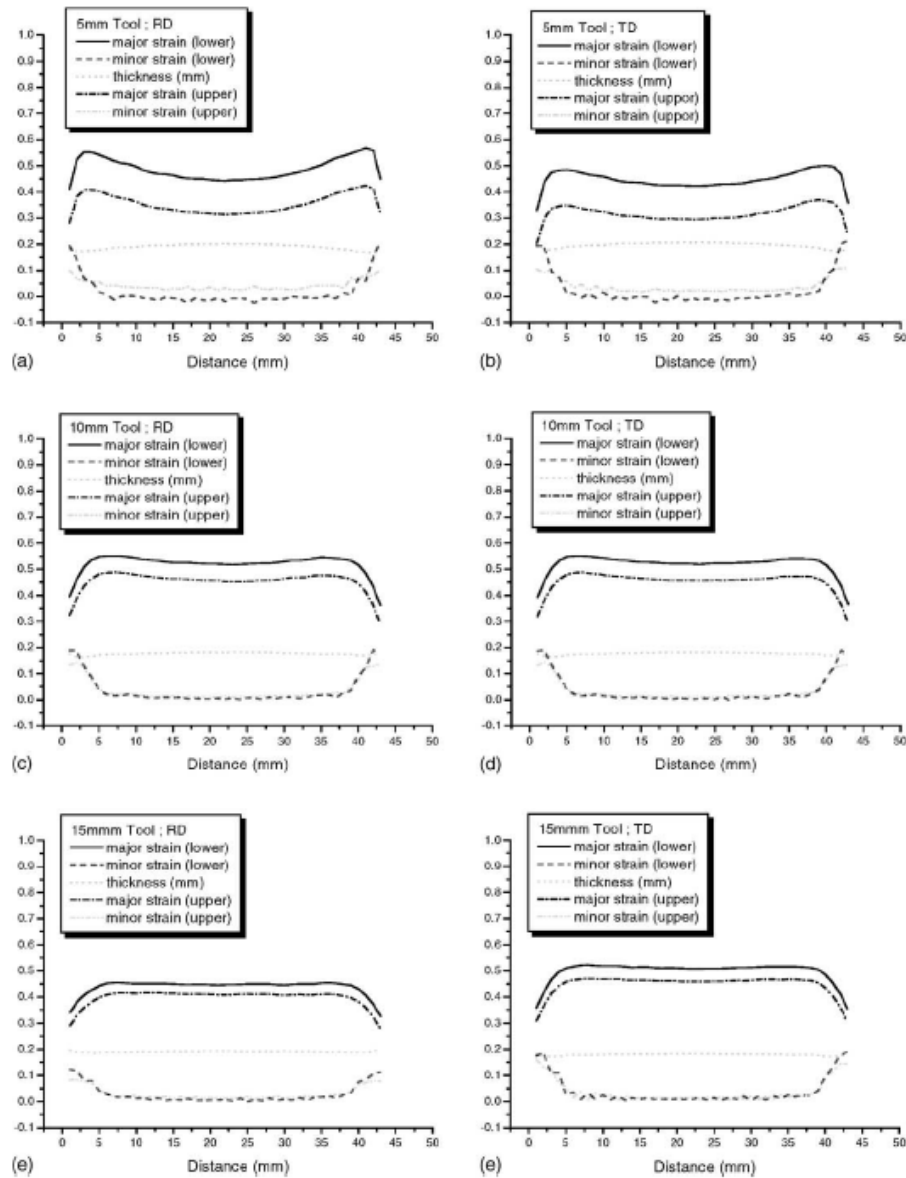


Figura 4.10) Distribuzione delle deformazioni maggiori, minori e degli spessori con diverse dimensioni di utensili in RD e TD valutato con un codice di calcolo

4.4.3 Avanzamento verticale

E' stato condotto lo straight groove test con avanzamento verticale di 0.1, 0.3 e 0.5 mm, sia in RD che in TD, con utensile di 5 mm di diametro. Come mostrato nelle figure 4.11 e 4.12 rispettivamente.

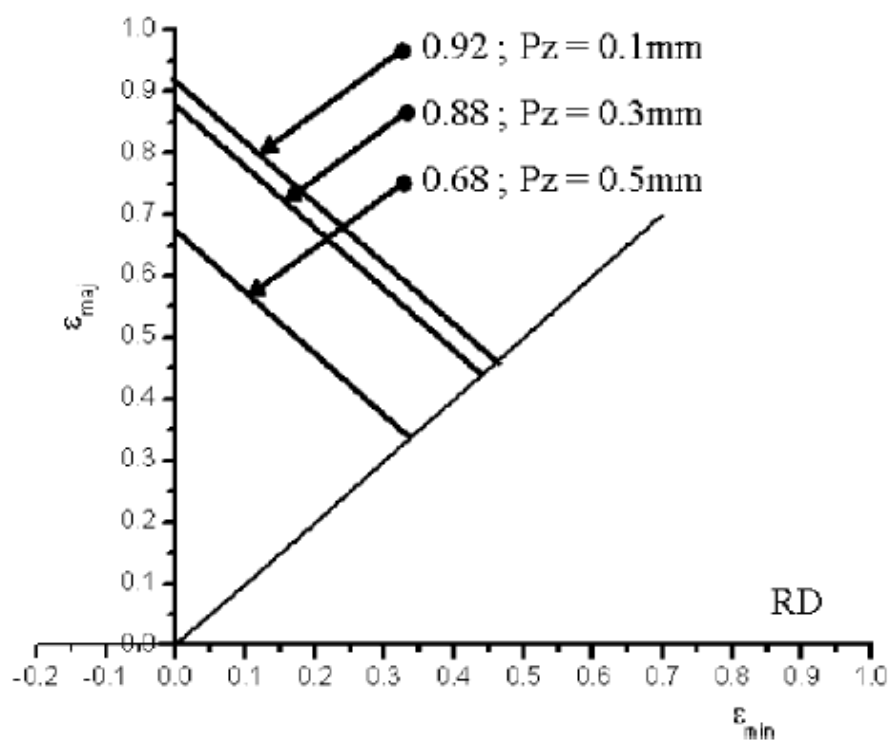


Figura 4.11) Curve di formabilità per diversi avanzamenti in RD

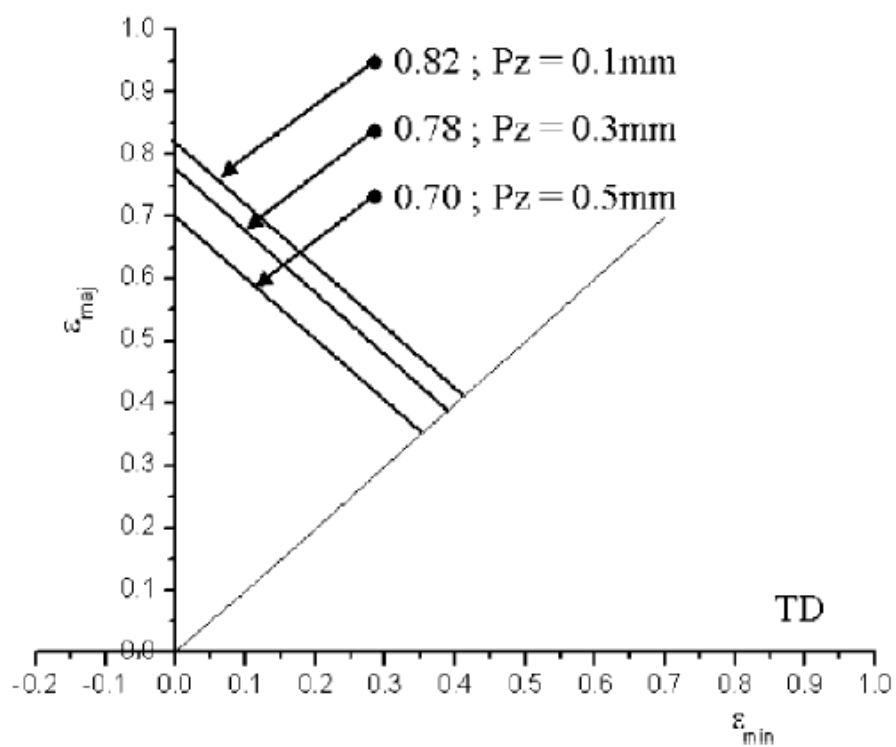


Figura 4.12) Curve di formabilità per diversi avanzamenti in TD

All'aumentare dell'avanzamento da 0.1 a 0.5 mm, il valore di $(\epsilon_{\max} + \epsilon_{\min})$ è decresciuto da 0.92 a 0.68 in RD e da 0.82 a 0.7 in TD. Risulta chiaro che la formabilità aumenta al diminuire dell'avanzamento verticale. Comunque, bisogna tenere in conto che un avanzamento più basso provoca una maggiore durata di imbutitura.

In conclusione, premettendo che lo straight groove test risulta essere un metodo raccomandato per la valutazione della formabilità dei materiali per il processo in esame, si possono riassumere così gli effetti dei parametri di processo:

- 1 La sfera libera di ruotare è preferibile alla semisfera in termini di formabilità;
- 2 Un leggero attrito all'interfaccia di utensile/lamiera incrementa la formabilità;
- 3 La formabilità aumenta al diminuire dell'avanzamento verticale;
- 4 Per la geometria di lamiera esaminata, i migliori risultati si sono ottenuti con l'utensile da 10 mm di diametro;
- 5 A causa dell'anisotropia piana del materiale, la formabilità varia a seconda della direzione di avanzamento orizzontale dell'utensile.

CAPITOLO 5

MODELLAZIONE NUMERICA DEI PROCESSI DI FORMATURA

5.1 INTRODUZIONE

Prodotto dalla Livermore Software Technology Corporation, l'LS-DYNA è un codice ad elementi finiti dedicato all'analisi dinamica non lineare di strutture. Come per ogni codice ad elementi finiti, la seduta di lavoro tipo si articola nelle tre fasi:

- Preprocesso;
- Analisi numerica (soluzione);
- Postprocesso.

È noto come il maggior dispendio di energie sia ascrivibile alla prima delle suddette tre fasi, a sua volta smembrabile nelle seguenti sotto fasi:

- Acquisizione della geometria; in tale frangente il preprocessore impiegato (FEMB) non ha mostrato alcun tipo di problemi di comunicazione, potendo sia accettare senza problemi dei files .igs provenienti da altri ambienti, sia generare dal suo interno la geometria di cui si necessita;
- Modellazione agli elementi finiti: la struttura viene discretizzata, cioè divisa in nodi, a loro volta collegati da elementi il cui comportamento è noto e tale da garantire sia la continuità degli spostamenti (nel senso che gli spostamenti dei punti giacenti su un lato comune a più elementi deve essere funzione solo dei nodi che delimitano il suddetto lato, e non del particolare elemento considerato), sia la possibilità di avere spostamenti di corpo rigido;
- Definizione dei carichi e delle condizioni cinematiche: devono essere cioè definiti i carichi agenti sulla struttura, i suoi vincoli e, ove necessario, in che modo la struttura entrerà in contatto con corpi esterni o con se stessa, nel caso in cui i carichi siano tali da provocarne il collasso. Sulle complesse tematiche dei contatti e delle penetrazioni si avrà comunque modo di tornare nel proseguo del lavoro;

- Definizione delle grandezze desiderate in output; stante la pluralità di files di output attivabili, è necessario prestare attenzione sia alle grandezze cui si è realmente interessati e dunque ai particolari file che le contengono, sia ai nodi dei quali interessa conoscere le suddette grandezze, sia all'intervallo di tempo intercorrente tra due successive operazioni di immagazzinamento dati nei files; non è infatti infrequente, riempire gli output di dati inutili che finiscono con il mascherare quelli di reale interesse, o addirittura produrre una tale quantità di output che porta all'aborto dell'analisi per l'esaurirsi dello spazio a disposizione;
- Controllo della validità del modello: l'utente deve verificare che nel modello costruito siano assenti elementi eccessivamente deformati o con rapporto di forma troppo spinto, al pari delle compenetrazioni iniziali (alle quali, come si vedrà, l'LS-DYNA è molto "sensibile"), e deve inoltre accertarsi della connessione tra gli elementi costituenti il modello stesso. Per tutte queste funzioni il FEMB si rivela molto efficace e di facile utilizzo, racchiudendole tutte nell'apposito menu CHECK;
- Trasferimento del modello al solutore: i files prodotti dal FEMB (il cui formato è *.fmb*) possono, all'interno dello stesso modulo, essere tradotti nel formato *.dyn*, l'unico accettato dal solutore dell'LS-DYNA.

Per quanto attiene invece la fase di analisi dei dati, ossia di postprocesso, questa è effettuabile sia per via strettamente numerica a partire dai files ASCII di output, sia per via grafica, attraverso i due moduli a tale fase destinati ossia il POST-GL, in grado di produrre anche degli utilissimi file *.avi* rappresentativi dell'andamento degli spostamenti nell'intervallo di tempo analizzato, di una qualunque caratteristica della sollecitazione della struttura ecc., sia attraverso il GRAPH PROCESS in grado di tradurre il contenuto dei files di output in utilissimi grafici.

5.2 DESCRIZIONE DEL FILE DI INPUT DI LS-DYNA

Come detto, il file *.dyn* è il file ASCII utilizzato in input dal solutore dell'LS-DYNA. Nel file sono ben distinguibili due sezioni riguardanti ognuna degli aspetti ben distinti della costruzione del modello:

- l'area di controllo, nella quale si addensano i comandi per il settaggio di tutte le caratteristiche numeriche dell'analisi che si è in procinto di compiere, insieme con quelli che controllano i rapporti con i files di output;
- l'area di definizione geometrica del modello, nella quale si definiscono i nodi costituenti lo stesso, gli elementi che li connettono, i materiali di cui sono costituiti e, ove necessario, le equazioni di stato con le quali vengono trattati tali materiali, insieme con i carichi agenti, i vincoli e le interfacce di contatto.

All'interno di ognuna delle suddette aree i dati numerici sono immessi in "cards" rigidamente suddivise in 8 campi da 10 caratteri all'interno di ciascuno dei quali è possibile adottare il formato più conveniente per i numeri senza alcuna limitazione. La figura 5.1 cerca di chiarire la struttura del file ed il modo in cui al suo interno sono collegate le varie entità.

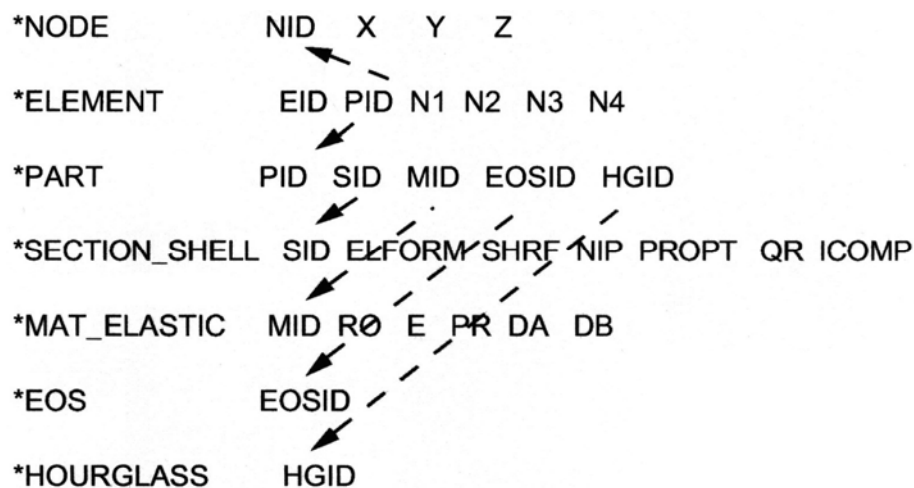


Figura 5.1) Struttura dei files .dyn

In essa le frecce indicano i collegamenti logici tra le varie keywords. Così nella keyword ***ELEMENT** sarà presente un "element identifier", un identificatore della parte cui l'elemento appartiene, insieme con gli identificatori dei nodi delimitanti l'elemento stesso, a loro volta definiti nella sezione ***NODE**. I campi della keyword ***PART** contengono invece l'identificatore della parte, della sezione cui essa appartiene, del materiale di cui è costituita (che rimanda alla sezione ***MAT**), dell'equazione di stato con la quale il materiale è eventualmente modellato (che è specificata nella sezione ***EOSD**), e via procedendo in questa serie di "specificazioni concatenate tra loro" fino alla keyword ***END**, che chiude il file.

Un'osservazione anche solo superficiale rende immediatamente chiara la necessità dell'utente di dover acquisire il più velocemente possibile la massima familiarità tanto con la

divisione in campi del file, tanto con il significato del maggior numero possibile delle cards e dei loro campi, essendo questo l'unico modo per compensare la perdita del contatto fisico con il problema nella delicata fase del preprocesso.

5.3 DESCRIZIONE DEL MOTO E SOLUZIONE DELLE EQUAZIONI DI EQUILIBRIO

La natura dei problemi alla cui soluzione è mirato l'LS-DYNA, fortemente non lineari e lontani dall'ipotesi di piccole deformazioni, pone l'utente davanti alla necessità di scegliere, prima di tutto, la formulazione del vettore degli spostamenti più adeguata al problema. Se infatti, come avviene nella maggior parte dei casi, un approccio lagrangiano conduce a risultati del tutto validi, non di rado ci si trova di fronte a distorsioni degli elementi talmente spinte da rendere necessario il ricorso ad una formulazione euleriana del problema.

Per quanto esposto si è ritenuto utile riassumere i due modi di descrivere il problema del moto di un corpo, preceduti da un piccolo, ma utile, glossario dei termini chiave usati nella trattazione.

- **Punto:** è una posizione fissa nello spazio;
- **Particella:** è una piccola porzione di un mezzo continuo;
- **Configurazione di una particella:** è l'insieme dei punti dello spazio occupati da una particella ad un dato istante;
- **Deformazione:** è il cambiamento di forma subito da un continuo, tra una configurazione iniziale, generalmente indicata come “indeformata”, ed una finale;
- **Flusso:** indica il continuo stato di moto di un mezzo continuo.

5.3.1 Approccio lagrangiano ed euleriano al problema del moto di un corpo

Si consideri ora la generica particella P_0 di un continuo, individuata al tempo $t=0$ dalle coordinate X ed Y , relativamente ad un riferimento OXY . Al passare del tempo, le coordinate X ed Y varieranno secondo le leggi:

$$\begin{aligned} x &= x(X, Y, t) \\ y &= y(X, Y, t) \end{aligned} \quad (5.1)$$

le quali, se note per ogni particella del continuo, rappresentano la legge di trasformazione del dominio $V_0(X,Y)$ nel dominio $V(x,y)$ parametrizzata in funzione del tempo t . Supponendo che la suddetta trasformazione sia ad un sol valore, le (5.1) devono anch'esse risultare funzioni di un sol valore, continue e differenziabili. Inoltre lo jacobiano della trasformazione:

$$|F| = \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial X} & \frac{\partial x}{\partial Y} \\ \frac{\partial y}{\partial X} & \frac{\partial y}{\partial Y} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{\partial x_i}{\partial X_j} \end{vmatrix} \quad (5.2)$$

risulterà essere non singolare, ossia diverso da 0 in V_0 e $\forall t$. Con tali ipotesi, le (5.1) rappresentano la cosiddetta “descrizione lagrangiana materiale del moto di un corpo”. Le coordinate indipendenti X ed Y , descriventi la configurazione indeformata del corpo, sono dette anche “coordinate materiali”, mentre le coordinate dipendenti x ed y , descriventi la configurazione al generico istante t , sono anche note come “coordinate spaziali”. In tale formulazione la velocità e le accelerazioni sono definite come le derivate locali delle coordinate spaziali rispetto al tempo, vale a dire:

$$\begin{aligned} \dot{u} &= \dot{u}(X, Y, t) = (\partial u / \partial t)_{X,Y} & \dot{v} &= \dot{v}(X, Y, t) = (\partial v / \partial t)_{X,Y} \\ \ddot{u} &= \ddot{u}(X, Y, t) = (\partial^2 u / \partial t^2)_{X,Y} & \ddot{v} &= \ddot{v}(X, Y, t) = (\partial^2 v / \partial t^2)_{X,Y} \end{aligned} \quad (5.3)$$

mentre invece lo spostamento della particella è definito dal vettore:

$$\{\Delta\} = \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} X \\ Y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(t) \\ y(t) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} x(0) \\ y(0) \end{bmatrix} \quad (5.4)$$

Nella descrizione lagrangiana, dunque, ogni particella è definita dalle sue coordinate all'istante t generico. In altre parole, la formulazione lagrangiana consente di descrivere il cammino percorso da una generica particella dalla configurazione iniziale, utilizzando questa come riferimento.

Tuttavia tale descrizione può rivelarsi inadeguata. Specialmente nello studio del moto del fluido in un condotto, più che alla “storia” del moto di una particella, si è interessati a determinare il campo di velocità in una prefissata sezione, nonché la sua evoluzione temporale. Quanto detto equivale a considerare le coordinate x ed y , nonché il tempo t come variabili indipendenti, ossia ad adottare la cosiddetta “*formulazione euleriana*” o spaziale, nella quale il moto istantaneo del continuo è definito dal campo di velocità $\dot{u}_i = \dot{u}_i(x, y, t)$ rappresentativo della velocità della generica particella che, all'istante t , transita per la

posizione (x,y) . Inoltre in tale formulazione, l'accelerazione istantanea si dimostra essere data da:

$$\ddot{u}_i = \frac{d\dot{u}_i(x,y,t)}{dt} = \left(\frac{\partial \dot{u}_i(x,y,t)}{\partial t} \right)_{x,y} + \dot{u}_j(x,y,t) \cdot \left(\frac{\partial \dot{u}_i(x,y,t)}{\partial x_j} \right)_t \quad (5.5)$$

In questa espressione il primo termine rappresenta la derivata locale della velocità, mentre il secondo è invece noto come termine convettivo o di trasporto. In altri termini, con la (5.5) si è introdotta la cosiddetta *derivata sostanziale* che, di una generica grandezza P , misura la variazione del tempo, così come la vedrebbe un osservatore solidale alla particella di continuo che, all'istante considerato, transita per la posizione di coordinata (x,y) . In simboli:

$$\frac{DP}{Dt} = \left(\frac{\partial P}{\partial t} \right)_{x,y} + \dot{u}_j(x,y,t) \cdot \left(\frac{\partial P}{\partial x_j} \right)_t \quad (5.6)$$

E' evidente che, sostituendo a P la velocità, si otterrebbe ancora la (5.5) mentre, volendo sostituire a P uno spostamento, la (5.6) restituisce la velocità istantanea partendo da:

$$\dot{u}_i(x,y,t) = \left(\frac{\partial u_i}{\partial t} \right)_{x,y} + \dot{u}_j(x,y,t) \cdot \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)_t \quad (5.7)$$

E' ora fondamentale, anche alla luce di quanto si sta per dire, notare come, considerando l'espressione che la derivata sostanziale assume nella descrizione lagrangiana degli spostamenti, questa coincida con la derivata locale, venendo infatti a mancare il termine convettivo o di trasporto.

A chiarimento delle differenze implicate dalle due descrizioni degli spostamenti, si consideri la figura 5.2, nella quale è illustrata la deformazione, avente luogo tra gli istanti 0 e t , di una trave incastrata. Tenuto conto del fatto che nel caso specifico il ruolo della particella è assunto dalla fibra, si evince come, adottando la formulazione lagrangiana, si segua il percorso della fibra dalla sua configurazione indeformata (al tempo 0), a quella deformata al tempo t ; mentre invece ricorrendo alla descrizione euleriana, determinata la configurazione di una fibra all'istante t , si possa risalire alla sua configurazione iniziale.

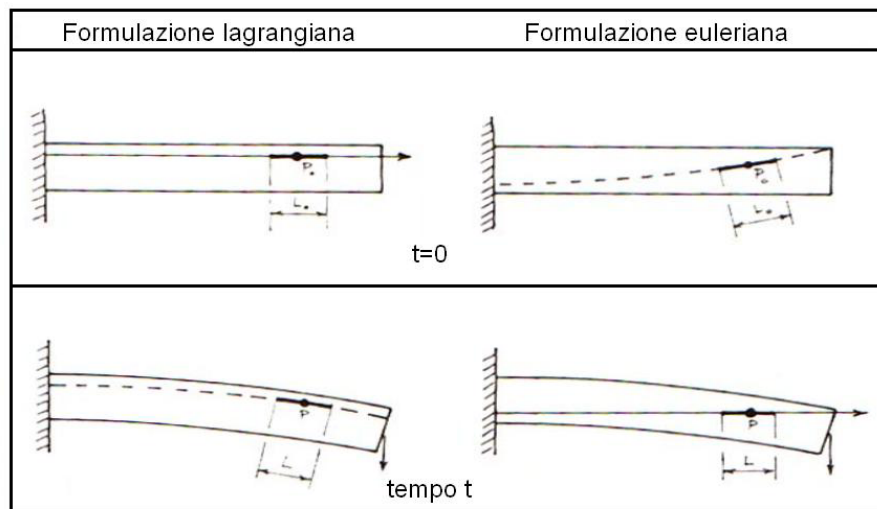


Figura 5.2) Approccio lagrangiano ed euleriano del moto

Con specifico riferimento all'LS-DYNA, l'utente può scegliere la modalità di descrizione degli spostamenti più opportuna, agendo nel campo DCT della keyword ***CONTROL_ALE**. Le due formulazioni fin qui descritte sono da considerarsi, tuttavia, come gli estremi di una scala, tra i quali è compresa una vasta categoria di problemi che, almeno in teoria, sono risolvibili adottando indistintamente l'una o l'altra descrizione del moto.

Per affrontare la risoluzione degli accennati problemi, l'LS-DYNA prevede interessantissime possibilità. E' innanzitutto possibile, mediante le keywords ***ALE_OPTION** e ***CONTROL_ALE**, fare in modo che abbiano, periodicamente ed in modo automatico, luogo dei cosiddetti "remap" o "advection" step, durante i quali il programma effettua sostanzialmente i seguenti compiti:

- Arresta i calcoli;
- Valuta se la mesh si è distorta in modo eccessivo e, in caso affermativo, determina quali nodi è necessario spostare per riportare la mesh ad una deformazione accettabile;
- Effettua i suddetti spostamenti;
- Adatta la soluzione ottenuta fino all'arresto dei calcoli alla nuova mesh così ottenuta;
- Ricomincia i calcoli.

La frequenza con la quale avvengono gli advection step, la scelta dell'algoritmo mediante il quale viene effettuata la "rimappatura" della mesh ed i parametri che lo caratterizzano sono determinati dall'utente delle due cards della keyword ***CONTROL_ALE**.

Sorvolando sulla descrizione dei complicati algoritmi di rimappatura, va comunque detto come per via automatica non sia possibile variare il tipo di elementi con i quali si è discretizzata la struttura. Quanto detto può costituire una grande limitazione in tutti quei casi nei quali, vuoi per il prolungarsi del calcolo, vuoi per la particolarità del modello, il tipo di mesh definito all'inizio del calcolo si trovi a subire distorsioni tanto marcate da richiedere il ricorso ad una formulazione euleriana del problema. In queste situazioni è possibile fermare i calcoli e costruire manualmente una mesh per la nuova configurazione deformata del modello, che può differire dalla precedente anche per la forma degli elementi impiegati, rimappare la soluzione ottenuta al momento dell'interruzione sulla nuova mesh e far ripartire i calcoli, evitando così il ricorso ad una formulazione euleriana, le cui più complesse equazioni rallenterebbero l'azione del calcolatore.

Terminata con ciò la panoramica sulle possibili formulazioni degli spostamenti attivabili dall'LS-DYNA, si passa ora alla descrizione delle modalità secondo le quali il codice procede all'integrazione delle equazioni del moto.

5.3.2 Soluzione delle equazioni di equilibrio

Nell'affrontare problemi non lineari, per i quali è noto come sia possibile pervenire ad una soluzione per la sola via numerica, l'LS-DYNA adopera per l'integrazione delle equazioni di equilibrio, il “*Central Difference Method*”. Le equazioni di equilibrio possono, con riferimento ad una formulazione lagrangiana del problema e senza alcuna perdita di generalità, essere poste nella forma:

$$[M]\ddot{U} + [C]\dot{U} + U = R \quad (5.8)$$

dove $[M]$ indica la matrice delle masse, $[C]$ la matrice rappresentativa dello smorzamento viscoso, $[K]$ la matrice di rigidezza, R il vettore dei carichi esterni, ed U, \dot{U}, \ddot{U} rappresentano invece il vettore degli spostamenti, delle velocità e delle accelerazioni rispettivamente.

Il “Central Difference Method” appartiene alla famiglia dei “metodi di integrazione diretta”, caratterizzati dalla assenza di qualunque trasformazione delle equazioni di equilibrio (al fine di cercarne una forma più conveniente) prima dell'inizio della loro soluzione numerica. Tali metodi trovano le loro basi teoretiche in due idee fondamentali:

1. Ricerca della loro soluzione soltanto ad intervalli discreti Δt , invece di soddisfare le equazioni di equilibrio (5.8) ad ogni istante t ; ciò equivale ad imporre l'equilibrio tra

le forze agenti sul sistema (comprese quelle di inerzia e quelle dovute allo smorzamento viscoso) ad intervalli discreti Δt_i .

2. Assunzione, in secondo luogo, di una variazione lineare delle accelerazioni all'interno di ogni singolo intervallo Δt .

Un metodo di integrazione diretta consente dunque, una volta noti i vettori degli spostamenti, delle velocità e delle accelerazioni, U, \dot{U}, \ddot{U} rispettivamente, la determinazione della soluzione delle (5.8) all'istante Δt , la quale a sua volta servirà a rintracciare la soluzione all'istante Δt_2 , e così via fino alla fine del periodo T di interesse. In altre parole un metodo di integrazione diretta consiste in un algoritmo che dalla conoscenza delle soluzioni delle equazioni di equilibrio (8) agli istanti $0, \Delta t_1, \Delta t_1 + \Delta t_2, \dots, t$ consente di pervenire alla soluzione delle suddette equazioni all'istante $t + \Delta t_n$. In particolare, nell'applicazione del “Central Difference Method”, le (5.8) vengono riguardate come un sistema lineare di equazioni differenziali a coefficienti costanti, la cui risoluzione viene eseguita all'interno dell'LS-DYNA, con un time step Δt variabile nel tempo. Tale assunzione, per quanto causa di notevoli complicazioni da un punto di vista analitico, è necessaria dal momento che quello che sarà di qui a poco definito come time step critico, Δt_{cr} , varia al deformarsi della mesh essendo funzione della geometria degli elementi dei quali essa è costituita. Si definiscono quindi gli incrementi Δt al generico istante n , al quale si perviene dopo n step, ed $n + \frac{1}{2}$, al quale si perviene dopo $n + \frac{1}{2}$ step, come:

$$\Delta t_n = t_n - t_{n-1} \quad (5.9)$$

$$\Delta t_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2} \cdot (\Delta t_n + \Delta t_{n+1}) \quad (5.10)$$

dove il time step $n + \frac{1}{2}$ è solitamente chiamato “*midpoint time step*”, dal momento che scandisce proprio la metà del time step considerato.

Nel Central Difference Method l'accelerazione si assume essere data da:

$$\ddot{U}_n = \frac{1}{\Delta t_n} \cdot \left(\dot{U}_{n+\frac{1}{2}} - \dot{U}_{n-\frac{1}{2}} \right) \Rightarrow \quad (5.11a)$$

$$\Rightarrow \dot{U}_{n+\frac{1}{2}} = \dot{U}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_n \cdot \ddot{U}_n \quad (5.11b)$$

mentre per la velocità si ritiene valida la seguente espressione:

$$\dot{U}_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{\Delta t_{n+\frac{1}{2}}} (U_{n+1} - U_n) \Rightarrow \quad (5.12a)$$

$$U_{n+1} = U_n + \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \cdot \dot{U}_{n+\frac{1}{2}} \quad (5.12b)$$

Dalla (5.11b) si ricava la funzione velocità al generico midpoint time step, essendo per quanto detto in precedenza da ritenersi note tutte le grandezze fino all'istante n . Per quanto concerne poi la accelerazione, sostituendo la (5.12a) e la relazione ad essa identica ma riferita allo step precedente nella (5.11a), è possibile pervenire ad una sua espressione in termini della sola funzione spostamento, ossia:

$$\ddot{U}_n = \frac{\Delta t_n - \frac{1}{2} \cdot (U_{n+1} - U_n) - \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \cdot (U_n - U_{n-1})}{\Delta t_n \cdot \Delta t_n - \frac{1}{2} \cdot \Delta t_{n+\frac{1}{2}}} \quad (5.13)$$

la quale nel caso in cui ci si riferisca ad un time step Δt costante, è passibile della seguente particolarizzazione:

$$\ddot{U}_n = \frac{1}{\Delta t_n^2} \{U_{n-1} - 2U_n + U_{n+1}\} \quad (5.14)$$

E' a tal punto doverosa una precisazione: da qui in avanti si riterrà valida l'ipotesi del Δt costante, consapevoli del fatto che, come detto, questa non trova riscontro nell'effettivo modo di operare del programma, e che tuttavia consente una più agevole trattazione di tutte le problematiche cui esso va incontro nell'integrazione delle equazioni di equilibrio mediante il Central Difference Method. E' solo questo lo spirito con il quale si giustifica l'ipotesi, accettata la quale, la (5.14) diventa, più semplicemente:

$$\ddot{U}_t = \frac{1}{\Delta t^2} \cdot \{U_{t-\Delta t} - 2U_t + U_{t+\Delta t}\} \quad (5.15)$$

dal momento che la supposta costanza del Δt implica il generico istante, al quale si arriva dopo n step, possa indicarsi più intuitivamente con t . Allo stesso istante, l'espressione della velocità è passibile della forma:

$$\dot{U} = \frac{1}{2\Delta t} \{-U_{t-\Delta t} + U_{t+\Delta t}\} \quad (5.16)$$

Dal momento che l'obiettivo rimane la determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, questa può essere ottenuta considerando la (5.8) all'istante t :

$$[M] \cdot \ddot{U}_t + [C] \cdot \dot{U}_t + [K] \cdot U_t = R_t \quad (5.17)$$

e sostituendo in essa le (5.15) ed (5.16), ottenendo così dopo due banali passaggi:

$$\left\{ \frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right\} U_{t+\Delta t} = R_t - \left\{ K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right\} U_t - \left\{ \frac{1}{\Delta t^2} M + \frac{1}{2\Delta t} C \right\} U_{t-\Delta t} \quad (5.18)$$

dalla quale è possibile ricavare agevolmente $U_{t+\Delta t}$.

Va ora sottolineato come la determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, sia stata effettuata mediante l'imposizione delle condizioni di equilibrio all'istante t . Per tale motivo il Central Difference Method è definito anche come un metodo di integrazione esplicita, in contrapposizione con altri metodi di integrazione delle equazioni di equilibrio, che pervengono alla determinazione della funzione spostamento all'istante $t+\Delta t$, cioè $U_{t+\Delta t}$, mediante l'imposizione delle condizioni di equilibrio allo stesso istante $t+\Delta t$ e che, pertanto, sono detti metodi impliciti; tra questi è possibile citare, a puro titolo di esempio, il Metodo di Newmark, utilizzato da un altro diffusissimo codice FEM, l'ANSYS, per l'integrazione dei problemi lineari.

Non può inoltre sfuggire come la determinazione della funzione $U_{t+\Delta t}$ coinvolga le funzioni U_t e $U_{t-\Delta t}$, ragione per la quale è necessario determinare una speciale procedura di partenza al fine di poter determinare la funzione spostamento all'istante Δt . Ritenendo assegnate le condizioni iniziali, e quindi note le funzioni U, \dot{U}, \ddot{U} , è possibile utilizzare le (5.15) e (5.16) per determinare la funzione spostamento all'istante $-\Delta t$, cioè:

$$U_{-\Delta t}^{(i)} = U_0^{(i)} - \Delta t \cdot \dot{U}_0^{(i)} - \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{U}_0^{(i)} \quad (19)$$

nella quale l'apice (i) indica l'i-esima componente del vettore considerato.

Supponiamo ora che il sistema non sia caratterizzato da alcuna forma di smorzamento, il che equivale ad imporre che sia $[C]=[0]$. In tal caso la (5.18) assume la seguente forma:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} M \right) U_{t+\Delta t} = \hat{R}_t \quad (5.20)$$

nella quale:

$$\hat{R}_t = R_t - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right) U_t - \left(\frac{1}{\Delta t^2} M \right) U_{t-\Delta t} \quad (5.21)$$

Risulta quindi evidente che se la matrice delle masse è diagonale, il sistema di equazioni (5.8) può essere risolto effettuando soltanto i prodotti tra matrici necessari alla determinazione del

vettore \hat{R}_t . Una volta eseguite tali operazioni sarà infatti possibile ottenere la generica i -esima componente del vettore spostamento all'istante $t+\Delta t$, mediante la seguente scrittura:

$$U_{t+\Delta t}^{(i)} = \hat{R}_t^{(i)} \left(\frac{\Delta t^2}{m_{ii}} \right) \quad (5.22)$$

dove $U_{t+\Delta t}^{(i)}$ ed $\hat{R}_{t+\Delta t}^{(i)}$ indicano la i -esima componente dei vettori $U_{t+\Delta t}$ ed $\hat{R}_{t+\Delta t}$ rispettivamente, ed m_{ii} rappresenta l' i -esimo elemento della matrice (diagonale) delle masse. Si assume inoltre che sia $m_{ii} > 0$.

Il vantaggio derivante dall'applicazione del Central Difference Method appare ora evidente, dal momento che, come si evince dalla (5.22), non è necessario calcolare le matrici di massa e di rigidezza della intera struttura meshata. In altre parole, mediante le suddette formule è possibile rintracciare la soluzione $U(t)$ operando nel dominio del singolo elemento. Il metodo diviene poi maggiormente efficace qualora più elementi successivi dovessero avere le stesse matrici di massa e di rigidezza; in tal caso infatti risulta sufficiente leggere dalla memoria le matrici relative al primo elemento della serie. Operando in tal maniera è possibile risolvere tanto efficacemente quanto velocemente anche sistemi di dimensioni molto elevate.

Stando a quanto finora esposto, l'efficacia del metodo è fortemente condizionata dal considerare solo matrici di massa simmetriche e dal trascurare gli effetti di un qualunque tipo di smorzamento viscoso (cioè dipendente dalla velocità). Tuttavia considerando matrici di smorzamento simmetriche i vantaggi descritti in precedenza rimangono inalterati. Per quanto riguarda poi la necessità di dover considerare solo matrici di massa simmetriche, è noto come ai fini pratici ciò non rappresenti assolutamente un serio problema.

Altra considerazione da fare in merito all'utilizzo de Central Difference Method riguarda la misura del time step Δt , che deve sempre risultare minore del suo valore critico Δt_{cr} determinabile a partire dalle matrici di massa e rigidezza complessive della mesh. In particolare si dimostrerà in seguito che deve essere sempre verificata la seguente scrittura:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} = \frac{T_n}{\pi} \quad (5.23)$$

dove T_n rappresenta il più piccolo periodo naturale dell'insieme di elementi finiti costituenti la mesh. La (5.23), così come in precedenza esposto per la (5.22) richiede che sia verificata la condizione $m_{ii} > 0 \forall i$, dal momento che la presenza di uno zero nella diagonale della matrice di massa equivarrebbe ad affermare la presenza di un elemento caratterizzato dall'avere periodo

nullo. Poiché in pratica è sempre $m_{ii} > 0 \forall i$, la (5.23) restituisce una limitazione effettiva alla grandezza del time step massimo da utilizzare nel processo di integrazione. In alcuni casi la (5.23) può non condurre ad un Δt eccessivamente piccolo, ma in generale da essa si ricava una misura del time step che può essere anche diverse volte più piccola di quella che assicura la stabilità del processo di integrazione.

Da quanto detto, e dal momento che l'onere computazionale connesso al processo di integrazione è all'incirca inversamente proporzionale alla dimensione del time step utilizzato, segue che un generico aumento del time step, pari ad m volte la sua dimensione, implica una riduzione del tempo di calcolo anch'essa circa uguale ad m . La determinazione e la modalità di gestione del time step più opportuno da parte di LS-DYNA in un processo di integrazione diretta sarà discussa nel dettaglio in uno dei prossimi paragrafi; comunque è opportuno anticipare con una semplice considerazione il motivo per il quale le dimensioni del Δt devono essere mantenute ridotte. Si supponga a tal fine di dover integrare in maniera diretta un sistema di equazioni di equilibrio del tipo (5.8) avente dimensione n delle matrici relativamente grande, almeno pari a 100 per intenderci. Si stabilisca il time step in base alla (5.23), e si immagini poi di ridurre il più piccolo elemento della diagonale della matrice di massa fino ad avvicinarlo allo zero, senza però mai raggiungerlo poiché, come precedentemente detto, avere un elemento nullo nella matrice di massa equivarrebbe ad avere T_n anch'esso pari a zero il che renderebbe impossibile il processo di integrazione. Ad ogni modo, ciò che interessa notare è che all'avvicinarsi allo zero dell'elemento della diagonale della matrice di massa, il più piccolo periodo del sistema, e con esso Δt , tende a zero. Da quanto detto si evince chiaramente come la diminuzione di una massa del sistema (*mass element*) comporta la necessità di una concreta riduzione del time step con il quale viene effettuata l'integrazione. Tuttavia, essendo le dimensioni del sistema molto grandi, sarebbe lecito aspettarsi che la risposta dinamica del sistema vari molto poco al ridursi della massa del più piccolo elemento, perfino al suo annullarsi. Se ne ricava che la riduzione del time step conseguente alla riduzione del più piccolo elemento della diagonale della matrice di massa comporti un ingiustificato aumento dell'onere computazionale connesso al processo di integrazione. E' poi da aggiungere che la stessa condizione sarebbe raggiunta qualora la rigidità di un solo elemento dovesse aumentare.

Gli schemi di integrazione che, come il Central Difference Method, richiedono l'utilizzo di un time step Δt minore di una quantità Δt_{cr} sono detti condizionatamente stabili. L'utilizzo di

un time step maggiore di quello critico comporta l'instabilità del processo di integrazione, dove per tale si intende la crescita incondizionata di un qualsiasi errore numerico dell'integrazione che porta al fallimento dell'intero processo.

5.4 STABILITÀ DEL CENTRAL DIFFERENCE METHOD

Si è detto come nell'integrazione dell'equazione di equilibrio

$$[M]\ddot{U}(t) + [C]\dot{U}(t) + [K]U(t) = R \quad (5.24)$$

eseguita adoperando il Central Difference Method sia necessario adoperare un time step Δt , minore o uguale a quello critico Δt_{cr} . Poiché l'onere computazionale connesso con il processo di integrazione diretta è proporzionale al numero degli step effettuati, ne consegue che la scelta di un appropriato Δt risulta essere di fondamentale importanza. Esso infatti mentre, da un lato, deve essere sufficientemente piccolo allo scopo di garantire la precisione della soluzione nonché la stabilità del processo di integrazione, non deve, dall'altro, essere più piccolo del minimo indispensabile, perché ciò implicherebbe inevitabilmente uno sforzo maggiore di quello strettamente necessario al perseguimento della soluzione.

In buona sostanza è il concetto di stabilità dell'integrazione che viene usato come linea direttrice nella determinazione del time step più opportuno. Lo studio di tale problematica non viene però eseguito sulle (5.1), ma viene effettuato a valle di un cambiamento di basi, volto a spostare il problema nello spazio degli autovettori. Questi, nel caso in cui si trascuri lo smorzamento del sistema, sono ottenuti con la semplice scrittura:

$$K\phi = \omega^2 M\phi \quad (5.25)$$

Scrivendo poi:

$$U(t) = \Phi \cdot X(t) \quad (5.26)$$

dove Φ rappresenta la matrice modale del sistema (le cui colonne $\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3, \dots, \Phi_n$ rappresentano le ampiezze delle oscillazioni nel rispettivo modo naturale di vibrare) e, sostituendo la (5.26) nella (5.24), si ottiene :

$$\ddot{X}(t) + \Delta \dot{X}(t) + \Omega^2 X(t) = \phi^T R(t) \quad (5.27)$$

dove Ω è la matrice diagonale contenente gli autovalori del problema (5.25) (i quadrati delle frequenze dei modi liberi di vibrare) $\omega_1^2, \omega_2^2, \dots, \omega_n^2$, e Δ rappresenta invece la matrice diagonale dello smorzamento, il cui generico termine è $2\omega_i \xi_i$; con ξ_i che indica il rapporto di smorzamento relativo all'i-esimo modo naturale di vibrare ($\xi_i = \frac{c_i}{c_{cr, i}} = \frac{c_i}{2m_i \omega_i}$).

Poiché le (5.26) erano evidentemente mirate all'applicazione del metodo dell'analisi modale al sistema (5.24), è ovvio che il sistema (5.27) da esse ottenuto risulta costituito da n equazioni disaccoppiate; esse potrebbero essere risolte singolarmente con il Central Difference Method, scegliendo per ognuna il valore del time step Δt più adeguato, il che, però, esula dagli scopi del presente lavoro. In altre parole lo studio della stabilità di un processo di integrazione svolto mediante l'applicazione del Central Difference Method è effettuato considerando l'integrazione del sistema (5.27) con un unico Δt , anziché del sistema (5.24). In tal modo le variabili da considerare nello studio della stabilità, risultano essere soltanto Δt , ω_i e ξ_i , ($i = 1, 2, \dots, n$) e non di tutti gli elementi delle matrici di massa, rigidità e smorzamento. Per di più, essendo tutte le equazioni del sistema formalmente identiche, è sufficiente studiare l'integrazione della generica equazione del sistema (5.27), la quale può essere posta nella forma:

$$\ddot{x} + 2\xi\omega\dot{x} + \omega^2x = r \quad (5.28)$$

nella quale è immediato riconoscere l'equazione che governa il moto di un sistema ad 1 grado di libertà, con rapporto di smorzamento ξ , carichi applicati r e periodo del modo libero di vibrare pari a T .

Il problema finale è, allora, quello di stimare gli errori di integrazione nella soluzione della (5.28) come funzione di Δt , ξ , ed r . A tal fine vengono utilizzati 2 operatori (**l'approximation operator** ed il **load operator**) i quali consentono di determinare le quantità incognite al tempo $t + \Delta t$ a partire dalle medesime grandezze, note fino al tempo t . Tuttavia, in questa sede il loro modo di operare non verrà trattato.

5.5 MODALITÀ DI GESTIONE DEL TIME STEP IN LS-DYNA

Ricordando che lo scopo dell'integrazione numerica delle equazioni di equilibrio è la valutazione con una approssimazione adeguata alle esigenze del problema della risposta dinamica della struttura in considerazione, trascuriamo l'effettiva analisi di stabilità realizzata dal programma per raggiungere tale obiettivo e passiamo alla fase operativa che discende da essa. Da quanto detto in precedenza, è ormai chiaro che le dimensioni del time step dipendano da un solo elemento della mesh. Non deve quindi sorprendere che l'LS-DYNA durante la soluzione aggiorni continuamente la misura del time step secondo la relazione:

$$\Delta t^{n+1} = \alpha \cdot \min\{\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_N\} \quad (5.29)$$

nella quale N rappresenta il numero degli elementi costituenti la mesh, mentre α è il cosiddetto “*scale factor*”, settato, per ragioni di stabilità, al valore di default di 0.90, ma comunque modificabile a piacere dell'operatore agendo sul campo SCFT della ***CONTROL_TIMESTEP** card (non va comunque taciuto come i manuali consiglino una sua riduzione al valore di 0.67 nel caso si stia considerando il comportamento dei prodotti di un'esplosione, o più drastica qualora si sia considerato lo smorzamento del sistema mediante le ***DAMPING** cards, e si siano assunti elevati valori del coefficiente β della formula di Rayleigh attraverso la ***DAMPING_PART_STIFFNESS** card).

LS-DYNA, inoltre, prevede che la determinazione del Δt_{cr} avvenga mediante applicazione della formula di Courant:

$$\Delta t_{cr} = \frac{L_c}{V} \quad (5.30)$$

nella quale:

- L_c rappresenta una dimensione caratteristica dell'elemento che l'utente può variare agendo sul campo ISDO della ***CONTROL_TIMESTEP** card in modo da variare, sia pur entro limiti ridotti, la dimensione del Δt_{cr} ;
- V è una velocità caratteristica del materiale.

Tuttavia LS-DYNA opera in modo che la (5.30) assuma una forma diversa a seconda del tipo di elemento. Pertanto di seguito si elencano, accompagnate da brevissime note, le particolarizzazioni della (5.30) relativamente agli elementi di uso più comune.

Elementi solidi

Per gli elementi solidi, la formula di Courant assume la forma:

$$\Delta t_{cr} = \frac{L_e}{Q + \sqrt{Q^2 + C^2}} \quad (5.31)$$

nella quale Q rappresenta una funzione della viscosità di Bulk e dei suoi coefficienti, mentre L_e è la lunghezza caratteristica dell'elemento definita come:

- $L_e = \frac{V_e}{A_{max}}$ nel caso dei solidi ad 8 nodi;
- $L_e =$ minima altezza, nel caso di tetraedri a 4 nodi.

dove si è indicato con V_e il volume dell'elemento, con A_{max} l'area della faccia più grande, mentre c rappresenta la velocità del suono adiabatica.

Elementi shell

La determinazione del time step per gli shell avviene ancora secondo la scrittura:

$$\Delta t_{cr} = \frac{L_s}{c} \quad (5.32)$$

nella quale L_s indica una lunghezza caratteristica dell'elemento, e c indica la velocità del suono, definita come:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho \cdot (1 - \nu^2)}} \quad (5.33)$$

Va poi sottolineato come l'utente disponga di tre possibili opzioni, attivabili agendo sul campo ISDO della control card ***CONTROL_TIMESTEP**, per la definizione della lunghezza L_s , mediante le quali può sia pur entro limiti ridotti, variare l'ampiezza del time step.

La prima opzione, quella impostata come default, determina L_s mediante la seguente formula:

$$L_s = \frac{(1 + \beta) \cdot A_s}{\max[L_1, L_2, L_3, (1 - \beta) \cdot L_4]} \quad (5.34)$$

nella quale $\beta=0$ per gli elementi quadrilateri ed $\beta=1$ per gli shell triangolari.

La seconda opzione definisce un valore più conservativo, cioè più piccolo, della lunghezza caratteristica che viene dedotta dalla:

$$L_s = \frac{(1 + \beta) \cdot A_s}{\max(D_1, D_2)} \quad (5.35)$$

nella quale D_i indica la lunghezza della generica diagonale.

Mediante la terza ed ultima opzione, l'utente seleziona la più grande delle lunghezze caratteristiche a sua disposizione, ottenendo in tal modo il time step più esteso a sua disposizione. La determinazione di L_s avviene mediante la:

$$L_s = \max \left[\frac{(1+\beta) \cdot A_s}{\max[L_1, L_2, L_3, (1-\beta) \cdot L_4]}, \min(L_1, L_2, L_3, L_4 + \beta \cdot 10^{20}) \right] \quad (5.36)$$

5.6 ALGORITMI DI CONTATTO E IMPATTO

Essendo LS-DYNA un codice dedicato essenzialmente allo studio delle problematiche legate al metalforming ed alla simulazione dei crash test, appare necessario illustrare come il programma gestisce gli slittamenti, i contatti e gli impatti che hanno luogo all'interfaccia tra "parti diverse" oppure lungo la stessa superficie, nel caso in cui sia una singola parte a ripiegare su se stessa, come può avvenire, ad esempio, nello studio di fenomeni di *buckling* (instabilità). Esistono tre diversi modi per approcciare un problema di contatto tra due superfici, e sono:

1. Metodo dei vincoli cinematici;
2. Penalty Method;
3. Metodo dei parametri distribuiti.

ognuno dei quali caratterizzato da differenti aspetti, che ne differenziano il campo di possibile applicazione.

E' dunque naturale che anche gli algoritmi di contatto ed impatto implementati nell'LS-DYNA, che nei suddetti metodi trovano il loro fondamento teorico, manifestino una spiccata attitudine alla trattazione di problematiche specifiche.

Occorre a tal punto premettere alcune considerazioni. Nel prosieguo si impiegherà diffusamente il termine "*segmento di contatto*", il cui significato fisico è in contrasto con quanto suggerito dall'intuito, dal momento che il termine indica la porzione di superficie di contatto, delimitata da 4 nodi, se la mesh della stessa è effettuata ricorrendo ad elementi quadrilateri, oppure da 3 nodi, nel caso in cui la suddetta mesh sia costituita da elementi triangolari. Si parlerà frequentemente anche di "*interfaccia di contatto*", intendendo con ciò riferirsi contemporaneamente ad entrambe le superfici coinvolte nel contatto. Di queste, una

andrà definita come **master**, e risulterà pertanto costituita da segmenti -nel senso di cui sopra- e nodi master, mentre l'altra andrà invece definita come **slave**, da cui la definizione di segmenti e nodi slave. Tale definizione consente all'algoritmo di determinare la posizione della superficie master in funzione della posizione della superficie slave. Sarà poi successivamente chiarito come, in relazione al solo Penalty Method, si possa parlare di approccio simmetrico ad entrambe i lati dell'interfaccia (che vengono cioè considerati in maniera equivalente ai fini della determinazione del contatto), rendendo così di fatto superflua la suddetta definizione. I manuali raccomandano di definire come master la superficie dalla mesh meno fitta, a meno che non sussista una cospicua differenza di densità di massa, nel qual caso è consigliabile definire come master la superficie dalla più elevata densità.

Relativamente all'LS-DYNA, l'utente può definire senza problemi ed in modo completo dal FEMB un'interfaccia di contatto che sarà poi tradotta nel file .dyn da due o tre control cards, definenti il tipo di "interface" (cioè, in sostanza, identificanti l'algoritmo di contatto impiegato), seguite dall'elenco, in ordine sparso, dei segmenti costituenti le superfici master e le superfici slave, così come in precedenza definite nel FEMB dall'utente.

Non può tacersi, a conclusione di questa introduzione, la recente implementazione degli algoritmi di "AUTOMATIC_CONTACT_SURFACE", che ha portato di fatto ad esonerare l'utente dal detto onere di classificazione, espletato automaticamente dal software a partire dagli identificatori (ID) delle parti cui appartengono le superfici di contatto.

5.6.1 Metodo dei vincoli cinematici

Il metodo in oggetto fu implementato per la prima volta nel DYNA2D in ambito bidimensionale, per essere poi esteso in ambito tridimensionale all'interno del DYNA3D. In esso vengono imposti dei vincoli alle equazioni dei nodi slave, bloccandone il grado di libertà traslazionale in direzione normale alla superficie master.

Adoperando il metodo dei vincoli cinematici, è possibile incontrare dei problemi nel caso in cui la mesh della superficie master sia più fitta di quella slave, come mostrato nella figura 5.3. In tal caso, infatti, è possibile che alcuni nodi master penetrino all'interno della superficie slave senza incontrare alcuna resistenza, creando così una piegatura nella superficie di contatto.

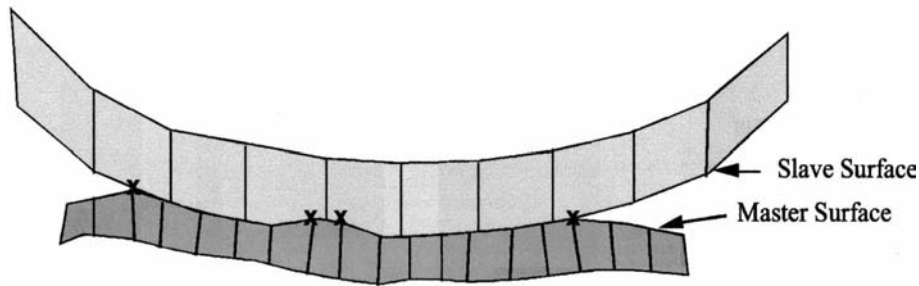


Figura 5.3) Problemi relativi al metodo dei vincoli cinematici

Operando con questo metodo, la riferita eventualità è tutt'altro che infrequente, specialmente quando le pressioni di contatto sono molto alte. Tuttavia, se è importante notare che una accurata definizione della superficie può limitare in misura considerevole il problema, è altrettanto importante notare come una meshatura che riesca in tale scopo all'istante iniziale, possa addirittura amplificarlo negli istanti successivi, come accade, ad esempio, nell'espansione dei prodotti gassosi dell'esplosione di un gas contro una superficie.

5.6.2 Penalty Method

Implementato sia nei codici espliciti DYNA2D e DYNA3D, sia in quelli impliciti della LSTC (NIKE 2D e NIKE 3D), questo metodo trova i suoi fondamenti in una semplice idea: posizionare delle molle di opportuna rigidità e prive di massa tra i nodi che tendono alla penetrazione dell'interfaccia e l'interfaccia stessa. La citata simmetria con cui tale metodo appropria i due lati dell'interfaccia è inoltre causa di una ridotta tendenza all'eccitazione di fenomeni oscillatori, nel caso in cui gli elementi si deformino in modo da originare fenomeni di hourglassing. La rigidità dell'interfaccia va scelta in modo tale che risulti all'incirca dello stesso ordine di grandezza della rigidità del generico elemento che affaccia sulla superficie di contatto in direzione normale all'interfaccia. Operando in tal modo, la dimensione del time step di integrazione non risente delle modifiche effettuate.

In ogni caso, nell'eventualità in cui la pressione di contatto risulti troppo alta, anche ora possono verificarsi delle inaccettabili penetrazioni, eliminabili mediante un aumento del valore della rigidità all'interfaccia e/o una diminuzione del valore del time step. Poiché quanto detto comporta un deciso aumento dell'onere computazionale dovuto all'aumento del numero di passi di integrazione richiesti, è stata sviluppata un'opzione che consente il solo slittamento dei nodi all'interfaccia, rivelatasi poi fondamentale nella trattazione dei problemi

di diffusione dei prodotti gassosi di una esplosione e della loro interazione con una superficie solida: la cosiddetta “*sliding only option*” la quale consente di evitare il ricorso al Penalty Method e conduce automaticamente all’introduzione del Metodo dei parametri distribuiti, oggetto del paragrafo che segue.

5.6.3 Distributed Parameters Method

Implementato nei codici DYNA fin dalla fine degli anni '70, il Distributed Parameters Method trova il suo fondamento ideologico nell’idea di distribuire metà della massa dei nodi slave interessati al contatto sulla superficie master da essi ricoperta, la quale risulta essere inoltre caricata da una distribuzione di pressione determinata dalla sollecitazione interna di ogni elemento. Completata la distribuzione di massa e pressione, è possibile determinare la nuova accelerazione della superficie master. Successivamente vengono imposti dei vincoli alle accelerazioni ed alle velocità dei nodi slave, al fine di assicurare che il loro moto si svolga sulla superficie master. Operando nel modo descritto, si ignora ogni possibile penetrazione della superficie master nel volume delimitato dalla superficie slave.

E’ ormai evidente come lo scopo ultimo di ogni algoritmo di contatto sia il medesimo: evitare che le superfici costituenti l’interfaccia si compenetrino durante l’intervallo di tempo analizzato. Può tuttavia accadere per svariati motivi, che le superfici in contatto si compenetrino ancor prima di iniziare i calcoli, cioè all’istante 0. Dette penetrazioni, a loro volta, possono creare, nella fase iniziale dell’integrazione, dei problemi numerici la cui entità è tale da rendere necessaria la loro immediata correzione, al fine di garantire l’efficacia del calcolo.

Nella maggior parte dei casi, la presenza di compenetrazioni iniziali si manifesta con una precoce crescita (in senso negativo) dell’energia di contatto. Normalmente vengono prodotti dei messaggi di *Warning*, nel file D3HSP e nel *Messag* file, che elencano le penetrazioni iniziali dei nodi attraverso i segmenti di contatto, unitamente alle modifiche operate dall’ LS-DYNA al fine di rimuoverle.

Va tuttavia sottolineato come, a volte, alcune di quelle correzioni non siano effettivamente risolutive del problema, stante la reale possibilità che la causa delle penetrazioni iniziali possa essere rappresentata da un errato posizionamento della superficie media di uno shell, oppure da una non corretta determinazione del suo spessore.

A questo punto è necessario sottolineare come alcune compenetrazioni iniziali possano non essere rilevate; ciò accade ogni qual volta un nodo penetra completamente la superficie, come illustrato in figura 5.4a, oppure quando le superfici superiore ed inferiore di uno shell siano raccordate da una semicirconferenza di raggio pari alla metà dello spessore dello stesso shell, come mostra la figura 5.4b.

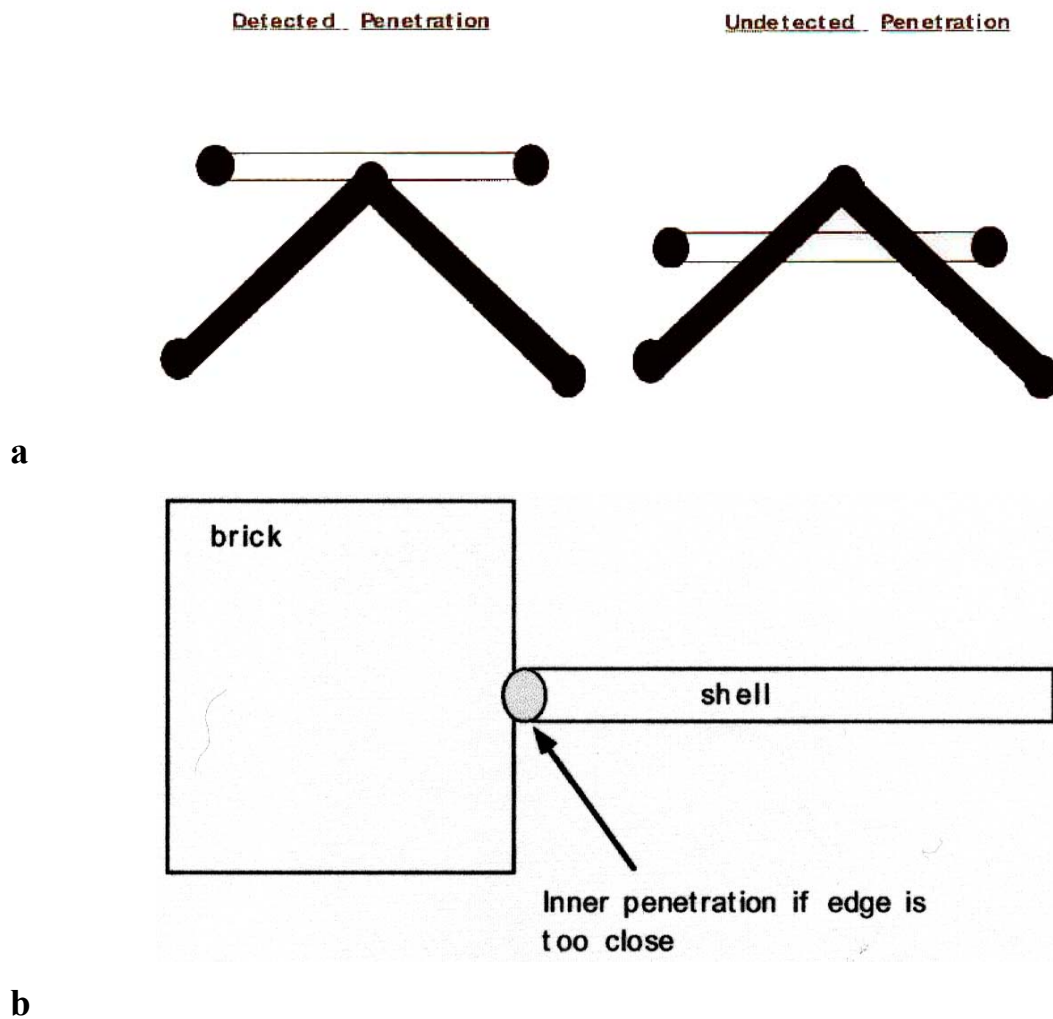


Figura 5.4) Problemi di rilevazione di compenetrazioni

In conclusione, al fine di evitare ogni forma di compenetrazione iniziale, ed i problemi ad esse conseguenti, appare imprescindibile attenersi alle seguenti regole:

- determinare con precisione gli offset necessari a tenere conto di tutti gli spessori delle parti in gioco;
- infittire in maniera anche consistente la mesh, nel caso in cui parti adiacenti abbiano notevoli curvature;

- determinare con precisione gli spessori degli shell e le sezioni di tutte le beam, in particolare quando si opera con corpi rigidi;
- ridurre, se necessario, gli spessori delle parti, prestando attenzione a non compromettere in maniera inaccettabile le prestazioni strutturali del modello;
- usare gli “spot welds” (punti di saldatura), anziché dei merged nodes, per realizzare l’offset della superficie media degli shell.

5.7 DETERMINAZIONE DELL’ENERGIA DI CONTATTO

L’energia di contatto, E_{contact} , è incrementata ed aggiornata, nel generico passaggio dallo step n allo step $n+1$, per ogni interfaccia di contatto secondo la scrittura:

$$E_{\text{contact}}^{n+1} = E_{\text{contact}}^n + \left[\sum_{i=1}^{nsn} \Delta F_i^{\text{slave}} \times \Delta \text{dist}_i^{\text{slave}} + \sum_{i=1}^{nmn} \Delta F_i^{\text{master}} \times \Delta \text{dist}_i^{\text{master}} \right]^{n+\frac{1}{2}} \quad (5.37)$$

dove nsn è il numero dei nodi slave ed nmn è il numero dei nodi master, $\Delta F_i^{\text{master}}$ è la forza all’interfaccia tra l’ i -esimo nodo master ed il relativo contact segment, $\Delta F_i^{\text{slave}}$ è la forza all’interfaccia tra l’ i -esimo nodo slave ed il relativo segmento di contatto, $\Delta \text{dist}_i^{\text{master}}$ è la distanza incrementale percorsa dall’ i -esimo master node durante il time step, stessa definizione vale poi per $\Delta \text{dist}_i^{\text{slave}}$ relativamente all’ i -esimo nodo slave.

Le energie di contatto sono riportate nel file Sleout. Per facilitare la comprensione dei dati numerici in esso contenuti è utile tenere presente che, in assenza di attrito, le energie relative ai lati slave e master di una stessa interfaccia dovrebbero essere molto simili in valore assoluto, ma opposte in segno. La loro somma, E_{contact} , dovrebbe essere invece uguale all’energia immagazzinata, E_{stored} .

L’analisi dei dati contenuti nel file SLEOUT può essere di fondamentale utilità anche nel rilevare la presenza di compenetrazioni non rilevate, dal momento che queste sono spesso causa di grandi valori negativi della E_{contact} iniziale.

5.8 LIBRERIA DEGLI ELEMENTI

La ricca biblioteca di elementi compresa nell'LS-DYNA, è qui di seguito elencata:

- Membranes (Underintegrated; Fully integrated)
- 4-noded Thin Shells (Belytschko-Tsay shell; Belytschko-Wong-Chiang shell; Hughes-Liu shells; Selective reduced integration (SRI); 1-point integration)
- Triangular Shell Elements (C0 triangle; Discrete Kirchhoff triangle)
- 8-noded Thick Shells (1-point integration; Hughes-Liu shell (with 4-point SRI))
- Solids (8-node brick elements; with 1-point integration and hourglass control; with SRI; quadratic with nodal rotations and 14-point integration; Arbitrary Lagrangian-Eulerian brick elements; Eulerian brick element; Eulerian boundary element; Quadratic 4-node tetrahedron with nodal rotations; Wedge element)
- Beams (Hughes-Liu beam; Belytschko resultant beam; Belytschko-Schwer integrated solid and tubular beam; Discrete 3D beam element)
- 2-noded Truss Element
- Cable Elements
- Springs and Dampers (Translational Linear; Rotational Nonlinear; Lumped Masses)
- Seatbelt Elements
- Rigid Bodies
- Multibody dynamics
- Joints: spherical, revolute, cylindrical, etc. (Generalized joint stiffness definitions; Flexion-torsion joint; Cardan joint)
- Rigid body to rigid body contact options
- Stoppers
- Inertial properties: user-input, or computed from the finite element mesh
- Analytical and CAD surface definitions
- Rigid to deformable material switching
- Weld Modeling (Layered spot welds with failure; Fillet welds with failure; Butt welds with failure; Combination butt and fillet welds)

Non si ritiene tuttavia opportuno in questa sede dilungarsi nella descrizione matematica di alcuno di essi per evitare di ridurre il presente lavoro ad una traduzione dei manuali che risulterebbe banale, per quanto preziosa.

Tuttavia non ci si può esimere dal considerare come tutti gli elementi strutturali (cioè *beams*, *shells* e *bricks*), a seconda delle particolari funzioni che ne descrivono il comportamento, possano presentare dei modi di deformarsi ai quali corrisponde una energia di deformazione nulla. E' questo il fenomeno cosiddetto dell'*hourglassing*, di seguito descritto, insieme con i rimedi del caso adottati dall'LS-DYNA, in relazione ad un semplicissimo elemento membranale piano, caratterizzato quindi da due soli g.d.l. per nodo, non cambiando in alcun modo i concetti esposti al crescere della complessità dell'elemento. Si consideri dunque la seguente figura 5.5:

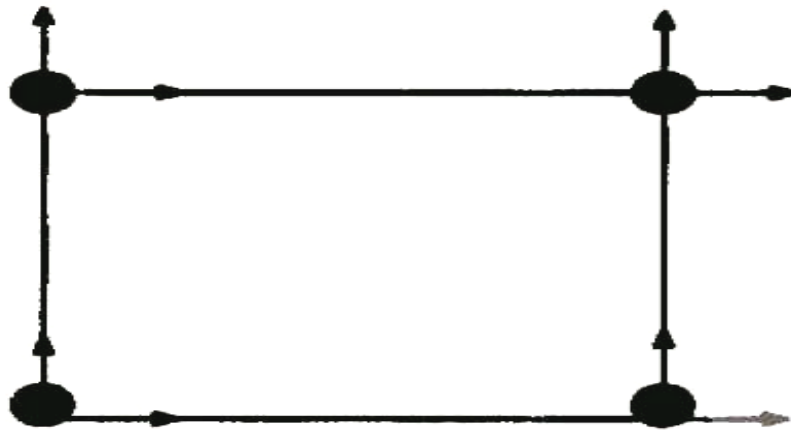


Figura 5.5) Elemento membranale piano

L'elemento considerato ha dunque in totale 8 gradi di libertà ed altrettanti modi di spostarsi, tre dei quali propri di un corpo rigido ed indicati in fig. 5.6:

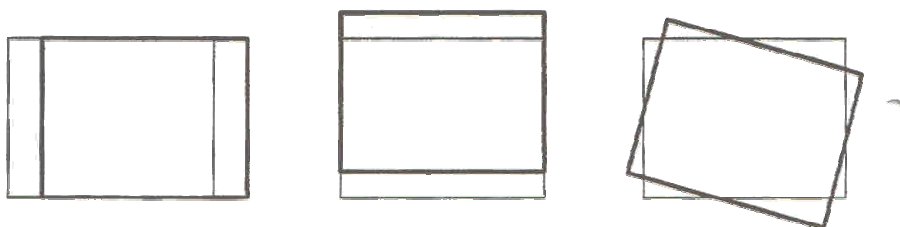


Figura 5.6) Moti rigidi dell'elemento membranale piano

Avendo poi l'elemento un solo punto di integrazione, possono essere determinate solo le tensioni di trazione, compressione e taglio, ragione per la quale l'elemento ha tre modi di deformarsi ai quali è associata una rigidezza che li contrasta, e indicati in figura 5.7:



Figura 5.7) Modi di deformazione dell'elemento membranale piano

Ai rimanenti modi, l'elemento non è in grado di reagire, e pertanto i modi indicati in figura 5.8 non sono contrastati dalla rigidezza dell'elemento:

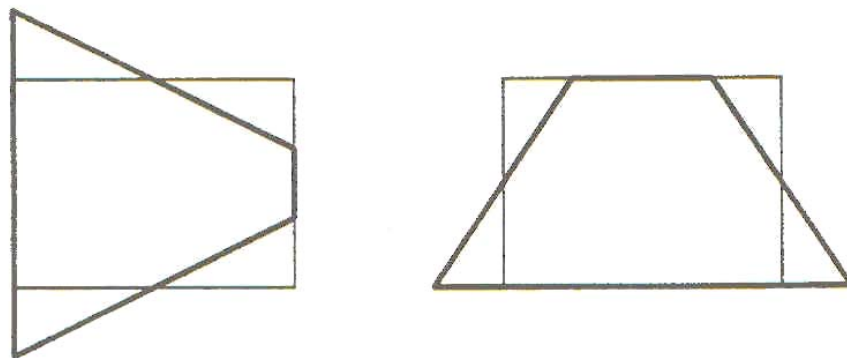


Figura 5.8) Modi di deformazione non contrastati dalla rigidezza dell'elemento membranale piano

E' quando la deformazione della struttura discretizzata coinvolge sensibilmente gli ultimi due modi di deformazione dell'elemento che si parla di hourglassing, fenomeno al quale sono connessi i seguenti problemi:

- riduzione del time step, dovuta alla riduzione delle dimensioni critiche dell'elemento cui si assiste quando hanno luogo fenomeni di hourglassing;
- possibilità di fallimento dell'analisi, nel caso estremo in cui un lato dell'elemento diventi di lunghezza nulla;
- progressiva perdita di precisione nei calcoli all'aumentare dell'importanza assunta dal fenomeno.

LS-DYNA prevede due strumenti per il controllo dell'hourglassing: in primo luogo l'utente può attivare una particolare forma di smorzamento che riesce a contrastare efficacemente i

modi di deformazione che originano hourglassing, senza interessare in modo significativo la struttura reale dell'elemento; in secondo luogo, in casi estremi, nei quali la suddetta forma di smorzamento non riesce a contrastare efficacemente il fenomeno, è possibile attivare una forma di *"hourglass stiffness"* (rigidezza di hourglassing) mediante la quale, in pratica, si applicano delle forze finalizzate al contrasto di quei termini della sollecitazione interna dell'elemento che generano l'hourglassing. Tuttavia tale approccio, pur risultando più efficace del precedente rimedio, può generare cospicui problemi dovuti proprio alla presenza delle suddette forze, che possono falsare il risultato finale. Il controllo può essere effettuato attivando il campo HGEN della keyword ***CONTROL_ENERGY**, che consente il calcolo della *"hourglass energy"* (ossia dell'energia di deformazione connesse alle suddette forze) e la sua inclusione nel bilancio totale dell'energia. L'hourglass energy è poi riportata nei files di output GLSTAT e MATSUM, e quindi facilmente diagrammabile dal Graph Process. La letteratura suggerisce che l'energia di hourglass non superi il 5-10% dell'energia di deformazione totale per poter ritenere numericamente validi i risultati di un'analisi.

Al di là dei controlli numerici di cui dispone il codice, e che sia chiaro rallentano il lavoro del calcolatore, la miglior prevenzione del fenomeno resta quella effettuabile dall'utente nella fase di modellazione, seguendo alcune piccole e semplici norme pratiche, riportate nella figura 5.9, che davvero non necessita di alcun commento.

PREVENTING HOURGLASSING BY MODELLING

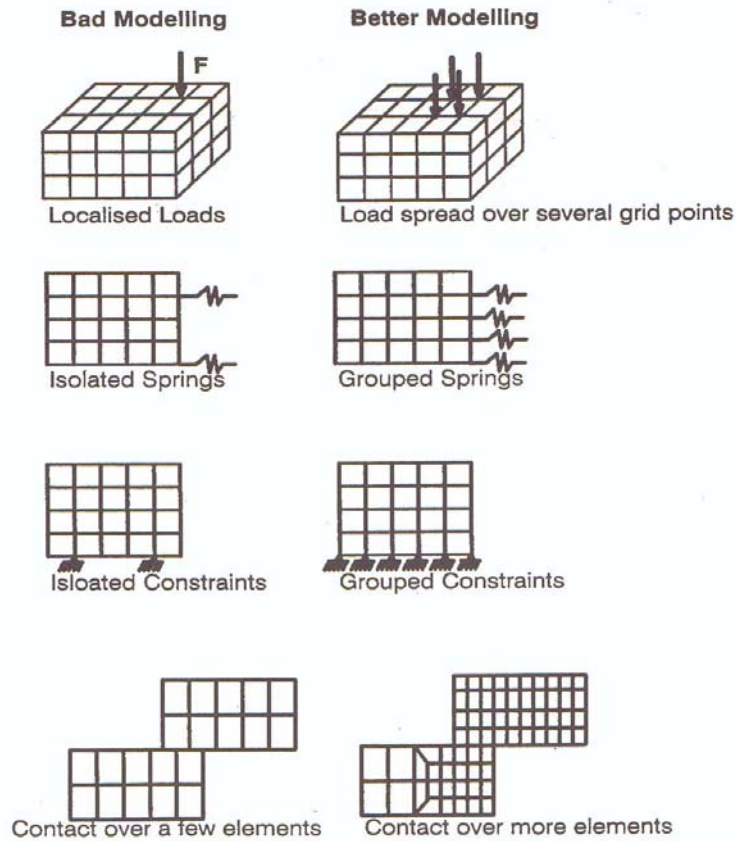


Figura 5.9) Norme pratiche per la prevenzione del fenomeno dell'hourglassing

5.9 MODELLAZIONE DI PROCESSI DI FORMATURA

Il codice LS-DYNA è largamente usato per studi in campo non lineare. I parametri di input di default sono usualmente impostati per ottenere accurati risultati relativamente a simulazioni di crash, ma tali valori non sono, in genere, ottimali per simulazioni relative a processi di formatura. I processi di lavorazione che interessa simulare sono relativi alla formatura di lamiere sottili mediante hydroforming ed incremental forming, che rientrano nella categoria di metal forming, ampiamente oggetto di studi numerici con codici di calcolo [33-35]. A tal

proposito si riportano alcune note per poter meglio trattare la simulazione di tali processi; in particolare si riportano gli input relativi ai casi specifici trattati.

5.9.1 Riduzione del tempo di calcolo

Nelle simulazioni relative ai processi di formatura con metodo esplicito, il tempo di calcolo può essere ridotto notevolmente usando il MASS SCALING e/o un'alta velocità di lavorazione. Entrambi i metodi introducono effetti dinamici artificiali, che possono essere ragionevolmente minimizzati in senso ingegneristico.

Il parametro di mass scaling è la taglia del time step:

$$dt_{2ms} = \frac{1}{V_{MAX} \cdot ncpm}$$

dove:

V_{MAX} è la velocità massima di lavorazione (si consiglia un valore non superiore a 2 mm/ms) e ncpm è il numero di cicli per millimetro (è un parametro che per molte simulazioni è posto pari ad un valore compreso tra 100 e 1000).

5.9.2 Modellazione dei componenti

Per simulare i processi di hydroforming sono stati modellati punzone, lastra e membrana di gomma. Sono state prese in considerazione tre tipologie di mesh: due di tipo shell e una di tipo solid. Per quel che riguarda la mesh di tipo shell, la scelta viene effettuata nella card ***SECTION_SHELL**. In questa card il parametro relativo alla formulazione dell'elemento è **elform**. Il tipo 2 è il modello di default; il tipo invece consigliato per un'analisi più accurata è il numero 16. Tale tipo è stato impiegato per la lastra, ponendo gli spessori della shell relativamente ai nodi t1-t4, mentre per il punzone è stato impiegato il tipo di default. Alla membrana di gomma, invece, è stata associata una mesh di tipo solid con uno spessore di 33mm, valore uguale a quello presente realmente sulla macchina.

I processi di incremental forming sono stati simulati tramite modellizzazione del punzone e della lamiera; il premilamiera è stato modellato attraverso la vincolazione della periferia della lamiera attraverso vincoli di incastro. Per entrambe le geometrie è stata impiegata una mesh di tipo shell. Il modello di default è stato impiegato per il punzone, mentre un modello più accurato è stato scelto per la meshatura della lamiera, al fine di avere risultati più precisi.

5.9.3 Scelta dei materiali e dei contatti

I materiali impiegati per la simulazione dei processi sono stati:

- materiale rigido per i punzoni;
- materiale elastico per la membrana di gomma nei processi di hydroforming;
- materiale che risente dell'anisotropia piana per la lamiera nei processi di hydroforming;
- materiale con comportamento plastico di tipo power-law per la lamiera nei processi di incremental forming.

Un parametro particolarmente importante per il processo esaminato è **istupd**, presente nella card ***CONTROL_SHELL**; tale parametro consente la variazione degli spessori durante la simulazione; il campo è stato attivato per permettere di valutare gli assottigliamenti della lamiera.

La scelta dei contatti, effettuata nella card ***CONTACT**, è ricaduta sul tipo **surface to surface**, ponendo attenzione all'orientazione delle superfici di contatto. La scelta dello slave deve ricadere sulla lastra, ma non nel contatto lastra-membrana di gomma, dove è quest'ultima a svolgere il ruolo di slave; le parti rigide assumono generalmente il ruolo di master.

Parametro importante da aggiungere nella definizione del contatto è l'attrito tra le superfici (se ne può definire sia lo statico che il dinamico mediante compilazione dei campi **fs** e **fd**). E' consigliabile, per eliminare effetti dinamici legati alle alte frequenze, introdurre uno smorzamento viscoso del 20% mediante la voce **vdc**.

5.9.4 Condizioni al contorno

Per condizioni al contorno si intendono, nel nostro caso specifico, i carichi applicati ed i movimenti delle macchine.

Per quanto concerne i carichi nel processo di hydroforming, l'azione agente è una pressione sulla membrana di gomma a contatto con la lamiera, il tipo di carico è applicato sulle shell e, di conseguenza, la card da compilare è **LOAD_SHELL_PRESSURE**, in cui va selezionato il set di shell su cui applicare il carico e la curva di pressione.

L'assegnazione del movimento dei corpi è realizzata nella card **BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_RIGID**, in cui si definisce la parte soggetta al

movimento, **pid**, la direzione, **dir**, e la caratteristica cinematica da seguire, **vad**. Nel caso specifico, la scelta è ricaduta su andamenti di spostamento.

Sia per i carichi che per gli spostamenti, le leggi vanno inserite nella card ***DEFINE_CURVE**, dove vanno definite le coppie di punti che definiscono la legge.

5.9.5 Simulazione di processi multistep

Per analisi di ritorno elastico o simulazioni di formature in più step, LS-DYNA consente di ottenere un file contenente informazioni relative alla mesh, deformata in seguito al processo di formatura. Questo file, chiamato “dynain”, contiene le nuove posizioni dei nodi, gli spessori, lo stato di tensioni e deformazioni degli elementi alla fine della simulazione.

Il file “dynain” viene richiesto selezionando il set di parti, **psid**, di cui ci interessano le informazioni di cui sopra (generalmente solo la lastra) nella card ***INTERFACE_SPRINGBACK_LSDYNA_THICKNESS**. Le informazioni relative allo stato delle deformazioni sono acquisibili solo se è attivo il campo **strflg** nella card ***DATABASE_EXTENT_BINARY**.

L’impiego del file “dynain” consente di simulare gli step successivi, partendo direttamente dalla configurazione deformata discendente dallo step precedente. Nel caso specifico, il file “dynain” è stato impiegato per tutti gli step dei processi multistep di hydroforming; in particolar modo, non si è caricato lo stato di tensione e deformazione, ma solo il set degli spessori, in quelle fasi che seguono un processo di ricottura del materiale, per le quali si perdono gli stati di cui sopra.

CAPITOLO 6

ANALISI NUMERICO SPERIMENTALE DEL PROCESSO DI HYDROFORMING

6.1 INTRODUZIONE

In questo capitolo ci si è occupati dello studio dell'intero ciclo di hydroforming applicato a due diversi componenti meccanici, utilizzati in campo aeronautico, prodotti presso lo stabilimento Avio S.p.A. di Pomigliano D'Arco (Na). Verranno analizzati tutti gli aspetti che caratterizzano un ciclo di formatura idrodinamica a partire dal suo concepimento fino a giungere alla realizzazione del pezzo finito. Infine si procederà alla simulazione, tramite codice di calcolo ad elementi finiti, LS-DYNA, di tali processi e si analizzeranno i risultati ottenuti confrontandoli con quelli riscontrati nella pratica. I due componenti analizzati hanno forma e dimensione diverse e ciò permetterà di affrontare problematiche differenti a seconda dei casi analizzati.

L'attrezzatura utilizzata per i processi di hydroforming presentati in questo lavoro (figura 6.1), presente presso lo stabilimento dell'Avio group di Pomigliano d'Arco (Na), è una macchina a controllo numerico, alta circa 6 m rispetto al pavimento e circa 7 m in totale; per quanto riguarda la larghezza massima è di 4.60 m. La massa della macchina è 73000 Kg escludendo i gruppi di motopompe.

La potenza richiesta per l'azionamento delle pompe principali è di 110 kW e la portata totale delle pompe è 500 l/m. La pressa considerata non produce scarti industriali di nessun genere poiché il lubrificante sostituito periodicamente, per manutenzione, è soggetto alla normativa sullo smaltimento dei rifiuti speciali.



Figura 6.1) Pressa utilizzata per il processo di hydroforming

I dati tecnici che caratterizzano la macchina sono [36]:

- **Diametro massimo della corona di prelamiera**→ 635 mm;
- **Massima profondità di stampaggio**→ 304.8 mm;
- **Diametro massimo del punzone**→ 482.5 mm.

Per quanto riguarda l'effetto superiore, le caratteristiche di funzionamento sono:

- **Forza massima di chiusura**→ 27500 kN;
- **Pressione massima ottenibile nella camera di formatura**→ 780 bar;
- **Corsa massima**→ 425 mm.

I dati tecnici riguardanti l'effetto inferiore sono:

- **Forza massima Effetto Inferiore 1, F_1** → 4600 kN;
- **Forza massima Effetto Inferiore 2, F_2** → 10400 kN;
- **Forza massima Effetto Inferiore, F_{tot}** : → 4600 kN + 10400 kN=15000 kN;
- **Corsa massima**→ 400 mm;
- **Pressione massima dell'olio per la salita del punzone**→ 400 bar.

In ultima analisi si possono definire le caratteristiche del carrello portapunzone (o portastampo):

- **Corsa massima orizzontale**→ 1295.5 mm;
- **Corsa massima verticale**→ 478 mm.

Una trattazione a parte merita invece la velocità di imbutitura, dipendendo fortemente dai parametri usati nello specifico ciclo di formatura e dalle caratteristiche del pezzo da imbutire. La pressa idrodinamica, prima di iniziare il ciclo di formatura, richiede in unità percentuali, di impostare un valore di velocità di avanzamento del punzone. Per determinare il valore a cui si doveva fare riferimento, sono state effettuate delle prove di cronometraggio di vari cicli di formatura ottenuti, per ovvie ragioni, senza utilizzare alcuna lastra ed utilizzando un punzone cilindrico di diametro 260 mm (punzone di prova) predisposto proprio per far fronte a prove di questo genere. L'effettuare un ciclo di formatura in assenza della lamiera, ma col punzone che comunque penetra all'interno della camera di formatura seguendo il ciclo di pressione impostogli, è influente dato che si è affrontato il problema di considerare soltanto lamiere sottili ed in base alle pressioni in gioco si può tranquillamente affermare che la presenza o meno della lamiera non influisce sui tempi di realizzazione del processo e sulla salita del punzone durante il ciclo di formatura. Per determinare la massima velocità del punzone è stata fatta una prova che prevedeva il raggiungimento della massima pressione nella camera di formatura (780 bar) alla fine del massimo avanzamento possibile del punzone (massima profondità di stampaggio=304.8 mm).

Utilizzando la relazione $v=s/t$ si è giunti a determinare una velocità massima di circa 10 mm/s. Nella stragrande maggioranza dei casi, tutti i cicli di formatura usati hanno come input valori di velocità compresi tra il 20% ed il 30% della massima velocità della macchina, ecco perché i valori di velocità che in seguito considereremo sono di circa 2 mm/s. Tutto questo ancora non basta per capire il reale funzionamento della macchina.

La tabella 6.1, mostra i tempi cronometrati, misurati in secondi, che il punzone di prova impiega per spostarsi, in funzione dei vari incrementi di pressione imposti. Si nota che mentre per piccoli incrementi di pressione (100÷132 bar) al raddoppiare della velocità, raddoppiano anche i tempi necessari al punzone per raggiungere una quota prefissata, invece aumentando gli incrementi di pressione imposti nel ciclo di formatura, al raddoppiare della velocità, i tempi non raddoppiano anzi tendono a stabilizzarsi intorno a valori di velocità pari al 25% della velocità massima. Ciò vuol dire che qualunque valore percentuale di velocità, superiore al 25% della velocità massima, viene impostato sulla macchina, per alti incrementi di pressione, questo input iniziale non viene rispettato. Questo si spiega col fatto che la sola alzata del punzone non è sufficiente a provocare il desiderato aumento di pressione nel Dome ed ecco che interviene una valvola di regolazione presente nella camera di formatura che

permette l'entrata di olio in pressione tale da permettere il raggiungimento del valore prestabilito dal ciclo. Durante questa operazione, la pressa blocca il punzone, aspettando "l'iniezione" di olio nel Dome e solo dopo che ciò è avvenuto il punzone prosegue la sua corsa.

$\Delta p = 100$ bar		
Δs (mm)	Velocità=2,5 (mm/s)	Velocità=5,0 (mm/s)
10	4,4	2,1
15	6,2	3,4
16	6,6	3,6
20	7,2	4,1
30	11,2	6,1
$\Delta p = 132$ bar		
Δs (mm)	Velocità=2,5 (mm/s)	Velocità=5,0 (mm/s)
10	4	2,5
15	5,5	3,2
16	6,7	3,4
20	7,6	3,9
30	11,4	6,1
$\Delta p = 200$ bar		
Δs (mm)	Velocità=2,5 (mm/s)	Velocità=5,0 (mm/s)
10	4,7	4,7
15	5,8	4,2
16	6,7	4,4
20	7,9	4,5
30	11,6	6,3
$\Delta p = 300$ bar		
Δs (mm)	Velocità=2,5 (mm/s)	Velocità=5,0 (mm/s)
10	9,8	9,4
15	7,2	6,9
16	6,5	7,2
20	8,5	8,9
30	11,6	6,1
$\Delta p = 400$ bar		
Δs (mm)	Velocità=2,5 (mm/s)	Velocità=5,0 (mm/s)
10	10,4	10,5
15	11,0	10,9
16	11,2	11,8
20	12,1	12
30	12,3	12,2

Tabella 6.1) Tempi (s) che il punzone impiega per raggiungere una determinata quota in funzione degli incrementi di pressione imposti nel ciclo di formatura

Questo è il motivo per cui alcuni valori di tempo possono sembrare incongruenti mentre invece non lo sono a causa dell'impossibilità da parte del punzone di provocare elevati incrementi di pressione solo attraverso piccoli spostamenti dello stesso. Analoghi risultati

possono essere valutati per tabelle costruite anziché sui gradienti di pressione Δp , sugli spostamenti Δs che per analogia non vengono riportate.

6.2 CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASSIALSIMMETRICO

In questo paragrafo sarà trattato il ciclo di formatura di un componente meccanico assialsimmetrico in titanio puro. Verranno analizzati tutti gli aspetti riguardanti il ciclo di formatura realmente applicato. Nella figura 6.2 è mostrato il componente ottenuto alla fine del processo di hydroforming. Come si può intuire facilmente la lamiera di partenza dovrà avere la forma di una corona circolare e le dimensioni usate nella pratica sono: $D_i = 270$ mm; $D_e = 420$ mm; spessore $s = 1$ mm.



Figura 6.2) Particolare idroformato in titanio puro

Di questo componente meccanico ne sono stati formati due pezzi di cui il primo in titanio grado 1 ed il secondo in titanio grado 2. Questa classificazione è stata creata dall'ASTM che ha tenuto conto del fatto che il titanio puro ha comunque delle impurità. Il grado 1 è titanio

puro con basso contenuto di ossigeno, ha un basso carico di rottura ed alta duttilità, viene utilizzato per il profondo stampaggio ed è adatto per la deformazione a freddo. Il grado 2 è anch'esso conosciuto come titanio puro ma ha un più alto contenuto di ossigeno ed offre una maggiore resistenza rispetto al grado 1; è il titanio commercialmente più usato. Di seguito sono mostrate le specifiche dei due materiali.

Titanio Grado 1

Composizione chimica %					
C=max 0.1	Fe=max 0.2	H=max 0.015	N=max 0.03	O= max 0.18	Ti= 99.5

Densità (g/cm³)	Resistenza a rottura (MPa)	Tensione di snervamento (MPa)	Modulo di elasticità (GPa)	Modulo di Poisson	Modulo di Taglio (GPa)	Resistenza a compressione (GPa)
4,51	240	170÷310	105	0.37	45	110

Titanio Grado 2

Composizione chimica %					
C=max 0.1	Fe=max 0.3	H=max 0.015	N=max 0.03	O= max 0.25	Ti= 99.2

Densità (g/cm³)	Resistenza a rottura (MPa)	Tensione di snervamento (MPa)	Modulo di elasticità (GPa)	Modulo di Poisson	Modulo di Taglio (GPa)	Resistenza a compressione (GPa)
4,51	344	275÷410	105	0.37	45	110

Una volta caratterizzato il materiale si può andare a definire il ciclo di formatura da impostare sulla pressa ed in particolare si devono impostare i valori di pressione che si vogliono ottenere nella camera di formatura in funzione dell'avanzamento del punzone nella stessa. La massima altezza che il punzone deve raggiungere è determinata dall'altezza finale che dovrà assumere il pezzo mentre i valori di pressione vengono scelti in funzione della geometria del componente e delle caratteristiche del materiale della lamiera. Valori sbagliati possono determinare grinze, difetti di forma, in particolare se ci sono raggi di raccordo molto piccoli (dell'ordine di pochi millimetri), o addirittura alla rottura del pezzo e quindi al suo scarto con relative perdite di tempo e soprattutto di denaro.

Definire un ciclo di formatura comprende anche l'impostare la velocità con cui il punzone deve muoversi per imbutire il pezzo. Questa operazione è fondamentale per la buona riuscita del particolare perché tutte le caratteristiche del materiale della lamiera variano al variare della velocità con cui la stessa viene deformata. Nel processo che si sta considerando, la velocità di avanzamento del punzone è stata fissata a 2 mm/s. Il punzone arriverà a fine corsa una volta raggiunta la quota di 14.3 mm, che è l'altezza di progetto del componente in esame.

Prima di dare inizio al ciclo di formatura, occorre allineare il punzone (in particolare la testa dello stesso) con la superficie superiore della corona di premilamiera su cui è poggiata la lastra. Di seguito si riporta il ciclo di pressione usato per l'imbutitura che identifica i valori di pressione che si vuole siano raggiunti nella camera di formatura, in funzione delle varie quote a cui il punzone arriva durante il suo avanzamento.

- **$P_1=370$ bar (pressione di precarico) $\rightarrow H=0$ mm (punzone allineato con la corona di premilamiera);**
- **$P_2=400$ bar $\rightarrow H=0.7$ mm;**
- **$P_3=480$ bar $\rightarrow H=13.6$ mm.**

La pressa idrodinamica come input accetta al massimo cinque diversi step di formatura a cui corrispondono cinque diversi valori di pressione a cui l'olio nella camera di formatura deve trovarsi, in funzione dell'altezza raggiunta di volta in volta dal punzone. Il numero degli step viene scelto in funzione delle caratteristiche del pezzo da imbutire ed in questo caso ne sono stati scelti solo tre poiché l'alzata del punzone è relativamente piccola (14.3 mm contro i 304.8 mm di alzata massima permessa dalla macchina). Una volta definita la velocità del punzone, che nel nostro caso è all'incirca 2 mm/s, dopo aver ben posizionato la lamiera sulla corona di premilamiera, si procede ad abbassare l'effetto superiore fino a bloccare la lamiera sulla relativa corona attraverso la pressione di precarico ed il ciclo di formatura ha inizio, il punzone avanza fino alla quota finale di 14.3 mm dopodiché la pressione della camera di formatura si porta bruscamente a 0 bar, l'effetto superiore si alza, permettendo l'estrazione del pezzo imbutito. I due successivi valori di pressione citati nel ciclo di formatura possono essere così spiegati: quando il punzone ha raggiunto le quote di 0.7 mm e 13.6 mm, la pressione dell'olio all'interno della camera di formatura deve raggiungere rispettivamente i valori di 400 bar e 480 bar. L'intero processo è stato cronometrato e la sua intera durata è stata di 6.3 secondi. Dopo la formatura, il pezzo viene mandato allo sgrassaggio (perché

dell'olio viene spruzzato sulla lamiera di partenza per favorire lo scorrimento del materiale durante il processo), rifilato, dopodiché è pronto all'uso.

Sperimentalmente si è provveduto alla misura degli spessori finali ottenuti, mediante un tastatore, per entrambi i pezzi formati (sia quello in titanio grado 1 che quello in titanio grado 2). Come punti di riferimento per la misurazione sono stati scelti cinque punti lungo il profilo del pezzo, ciascuno ad una certa distanza dal centro geometrico del particolare:

- 1° punto → $r = 185.66 \text{ mm}$
- 2° punto → $r = 176.48 \text{ mm}$
- 3° punto → $r = 145.99 \text{ mm}$
- 4° punto e 5° punto → valutati ad una distanza compresa tra $r = 145.99 \text{ mm}$ e $r = 176.48 \text{ mm}$ ed in particolare lungo il profilo curvilineo del pezzo di cui il primo più vicino alla “testa” del pezzo ed il secondo situato in prossimità della base dello stesso.

I risultati, espressi in mm, sono mostrati nelle seguenti tabelle 6.2 e 6.3. Per ogni punto sono state eseguite tre misurazioni.

Spessori (mm)				
PUNTO 1	PUNTO 2	PUNTO 3	PUNTO 4	PUNTO 5
0,9967	1,0082	0,9992	1,0058	1,0006
0,9926	1,0068	0,9917	1,0040	1,0067
0,9922	1,0041	1,0009	1,0148	1,0028

Tabella 6.2) Spessori relativi ai punti di riferimento per componenti in titanio grado 1

Spessori (mm)				
PUNTO 1	PUNTO 2	PUNTO 3	PUNTO 4	PUNTO 5
0,9932	1,0058	1,0099	1,0074	1,0031
0,9949	1,0121	0,9919	1,0045	1,0078
0,9921	0,9946	0,9993	1,0104	1,0061

Tabella 6.3) Spessori relativi ai punti di riferimento per componenti in titanio grado 2

Come si può notare, entrambi i materiali si comportano in maniera analoga e gli assottigliamenti o gli eventuali incrementi di spessore dovuti ad un accumulo di materiale,

sono pressappoco trascurabili dato che variazioni di valori si hanno solo alla terza cifra decimale.

6.3 SIMULAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASSIALSIMMETRICO

Nelle figure 6.3-6.5 sono mostrati i modelli usati per la simulazione ed in particolare la lamiera, che viene riportata già meshata, il punzone e la corona di prelamiera. Il comportamento della lamiera durante il ciclo di formatura è elastoplastico. Sia il punzone che la corona di prelamiera sono considerati corpi rigidi (indeformabili) mentre il diaframma di gomma, per definizione, è un corpo elastico.

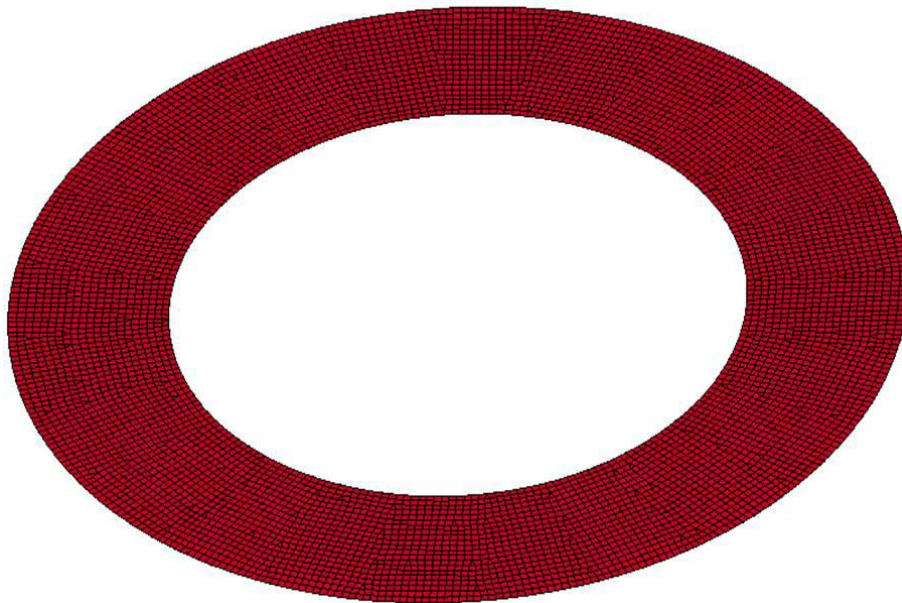


Figura 6.3) Lamiera meshata

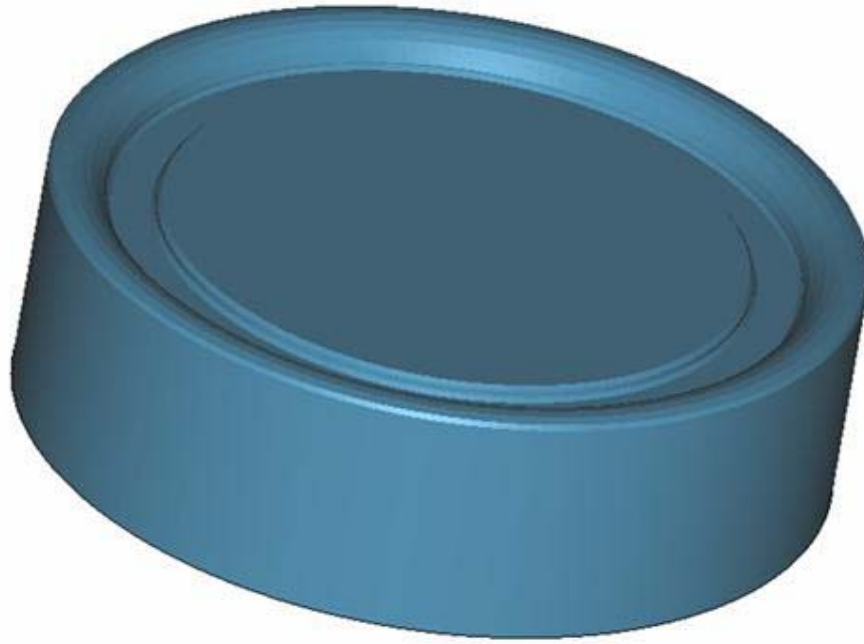


Figura 6.4) Punzone usato per la formatura

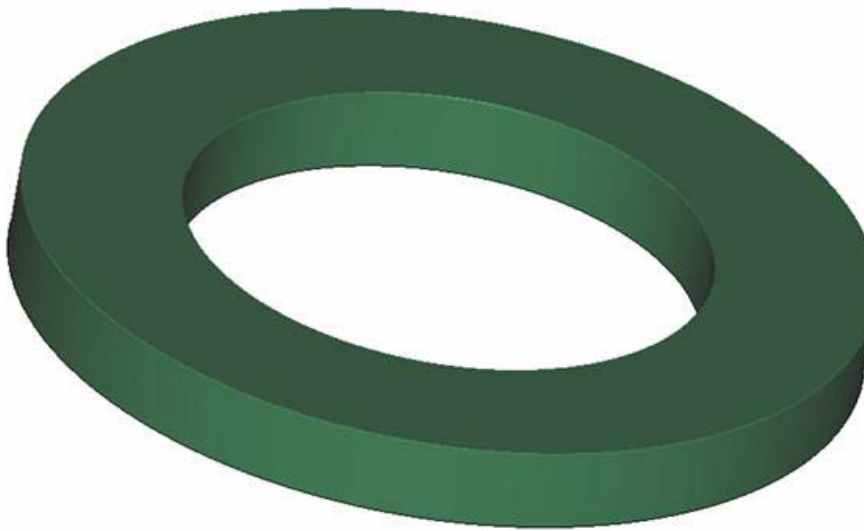


Figura 6.5) Corona di prelamiera

Sia come ciclo di pressione che come velocità di formatura, sono stati utilizzati quelli reali, visti nel precedente paragrafo. Anche il materiale utilizzato per la lamiera nella simulazione, è lo stesso definito in precedenza. Nelle figure 6.6 e 6.7 sono riportati rispettivamente i risultati, in termini di spessori e tensioni, ed i valori massimi e minimi degli stessi, alla fine dell'analisi numerica del processo in esame. Confrontando i valori degli spessori ottenuti dopo la simulazione con quelli misurati nella pratica col tastatore, si nota come il programma

utilizzato fornisca risultati veritieri e perfettamente riscontrabili nella pratica reale. Ciò non fa altro che confermare le ottime potenzialità del software.

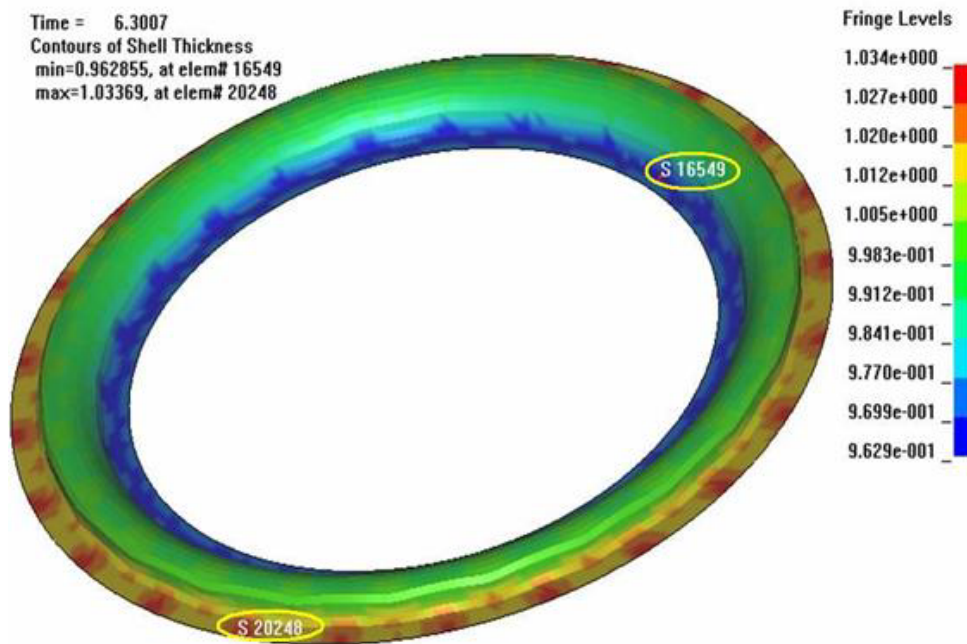


Figura 6.6) Spessori (mm) ottenuti dall'analisi numerica e punti di massimo e minimo spessore



Figura 6.7) Stato tensionale (MPa) ottenuto dall'analisi numerica e punti di massima e minima tensione

6.4 CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETRICO

Si passi ora ad analizzare la formatura del componente mostrato in figura 6.8. Il materiale di cui è composto il componente è una lega Nichel-Cromo con sigla identificativa Inconel 718, la cui composizione chimica percentuale è: Ni=50÷55%, Cr=17÷21%, Nb=4,75÷5,5%, Mo=2,8÷3,3%, Ti=0,65÷1,15%, Al=0,2÷0,8%, il resto è Fe.

Al fine di valutare le proprietà meccaniche, sono state condotte prove su provini con tre orientazioni diverse, cioè a 0, 45 e 90 gradi rispetto alla direzione di laminazione; per ciascuna direzione sono state effettuate due prove ed è stata costruita la curva stress-strain riportata in figura 6.9. La differenza fra la curva ingegneristica e quella vera è dovuta al fatto che nella prima non si tiene conto del fenomeno di strizione, sempre presente durante tale tipo di prova. Le relazioni che legano la deformazione e la tensione vera a quelle ingegneristiche sono: $\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon)$; $\sigma_v = \sigma(1 + \varepsilon)$.

Si è calcolato un modulo di Young di 208000 MPa, una tensione di snervamento di 425 MPa, un allungamento percentuale compreso fra il 44% e il 49% a seconda della direzione del provino e una UTS di circa 1370 MPa.



Figura 6.8) Componente aeronautico asimmetrico

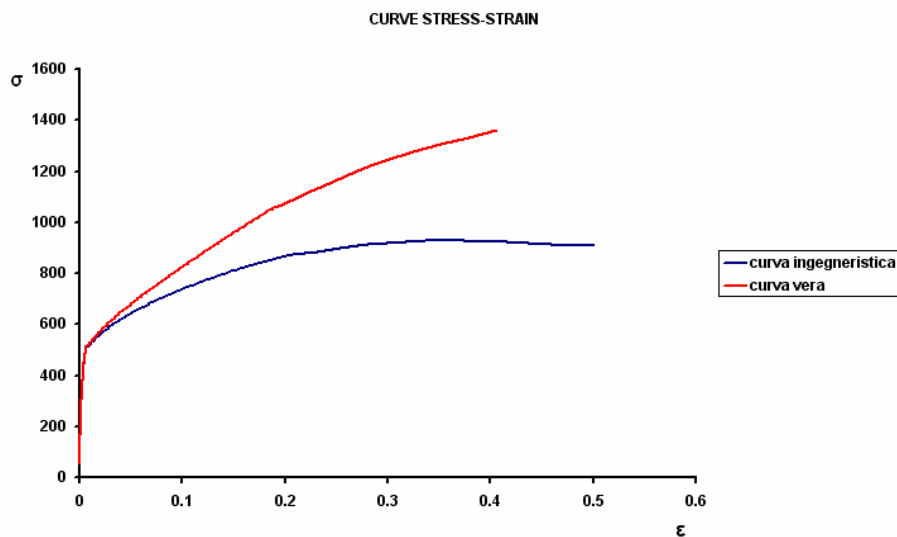


Figura 6.9) Curva strain-stress

Lo spessore della lamiera di partenza è 0.8 mm e la sua forma non è circolare; tale scelta si è resa necessaria a causa della forma del pezzo ed, in particolare, a causa della presenza del nasello e della asimmetria del particolare. Ciò vuol dire che, dopo numerosi tentativi falliti, si è giunti a tagliare la lamiera di partenza nel modo di seguito illustrato e, solo così, si è finalmente giunti ad ottenere il pezzo desiderato.

Passando allo studio del ciclo di formatura da adottare, bisogna aver presente che il componente desiderato deve avere un'altezza di 84.3 mm. Cercare di ottenere il pezzo mediante un'unica fase di formatura si è rivelata un'idea completamente sbagliata, perché, trattandosi di profonda imbutitura, l'elevato percorso del punzone porterebbe, nel migliore dei casi, ad un assottigliamento inaccettabile dovuto allo scorrimento del materiale in prossimità dell'altezza del pezzo e, nel peggiore dei casi, alla rottura dello stesso. Si è allora reso necessario suddividere l'intero ciclo di formatura in più step, in modo da rientrare nelle specifiche, richieste dal progetto del particolare. Attualmente in produzione si utilizza un ciclo di formatura in quattro step, che si cercherà di ridurre soltanto a tre.

Per quanto riguarda il primo step, si ha un andamento della pressione in camera in funzione dell'avanzamento del punzone di questo tipo:

- | | |
|--|---------------|
| • P_1 (pressione di precarico) = 400 atm | $H = 0$ mm |
| • $P_2 = 450$ atm | $H = 11.6$ mm |
| • $P_3 = 480$ atm | $H = 16.6$ mm |
| • $P_4 = 550$ atm | $H = 23.6$ mm |

Terminato il primo step si provvede a sostituire il punzone simmetrico con quello asimmetrico e si passa alla seconda formatura, che ha questo ciclo di pressione:

- **P_1 (pressione di precarico) = 350 atm** **H = 23.6 mm**
- **$P_2 = 390$ atm** **H = 28.6 mm**
- **$P_3 = 490$ atm** **H = 38.6 mm**
- **$P_4 = 200$ atm** **H = 45.6 mm**

A questo punto si rende necessaria una prima ricottura del componente per distendere il materiale; essa avviene ponendo la lamiera in un forno in cui è praticato il vuoto spinto ($p = 5 \cdot 10^{-4}$ Torr) e la temperatura è portata a 600°C. In queste condizioni si lascia stabilizzare e degassare il materiale per 20 minuti, successivamente si alza la temperatura fino a 955°C e lo si lascia per altri 20 minuti. Il successivo raffreddamento viene effettuato con Argon o Azoto fino alla temperatura ambiente.

Dopo tale operazione si passa alla terza formatura, che prevede questo andamento della pressione:

- **P_1 (pressione di precarico) = 300 atm** **H = 45.6 mm**
- **$P_2 = 360$ atm** **H = 52.3 mm**
- **$P_3 = 400$ atm** **H = 67.3 mm**
- **$P_4 = 280$ atm** **H = 69.3 mm**

Anche alla fine di tale formatura è prevista una ricottura dalle stesse modalità della precedente.

Si passa, poi, all'ultima fase, che presenta questo ciclo di pressione:

- **P_1 (pressione di precarico) = 300 atm** **H = 69.3 mm**
- **$P_2 = 350$ atm** **H = 74.3 mm**
- **$P_3 = 390$ atm** **H = 79.3 mm**
- **$P_4 = 400$ atm** **H = 84.3 mm**

Nelle figure 6.10-6.12 vengono riportate le foto di alcuni pezzi in cui si sono avute delle rotture localizzate, che si presentano sempre in prossimità del nasello, zona che si è capito essere quella critica.



Figura 6.10) Grinza presente in corrispondenza del nasello



Figura 6.11) Rottura localizzata in corrispondenza del nasello



Figura 6.12) Rottura localizzata in corrispondenza del nasello e grinza presente nella parte opposta dello stesso

Nelle immagini mostrate si nota che la grinza è determinata da un ispessimento del materiale, che porta lo stesso a formare una “piega” la quale, date le forze in gioco, impedisce al materiale di scorrere durante l’avanzamento del punzone, provocando uno strappo e quindi la rottura della parte. Fin quando la lamiera è serrata tra la corona di premilamiera e la matrice elastica, le grinze non si formano. Durante la formatura lo spessore tende ad aumentare verso il limite esterno della flangia, mentre la zona centrale vicino al raggio di curvatura, che raccorda la parte deformata della lamiera con quella indeformata, si assottiglia. Poiché la distanza tra membrana e corona di premilamiera è determinata dallo spessore maggiore della flangia, rimarrà un piccolo spazio tra loro, nella zona in cui la lamiera ha subito un assottigliamento. Questo spazio offre alle grinze l’opportunità di formarsi, ecco perché le pressioni usate raggiungono valori così elevati.

6.5 SIMULAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETTRICO

Si provvederà ora alla simulazione del ciclo di imbutitura su visto, attraverso il software LS-DYNA, utilizzando come dati di input gli stessi usati nel ciclo reale con qualche accorgimento in più, che di volta in volta sarà evidenziato. Vengono mostrati nelle figure 6.13-6.15 i componenti usati nella simulazione: la lamiera meshata con maglie di 3 mm, il punzone usato per il primo step e la membrana di gomma.

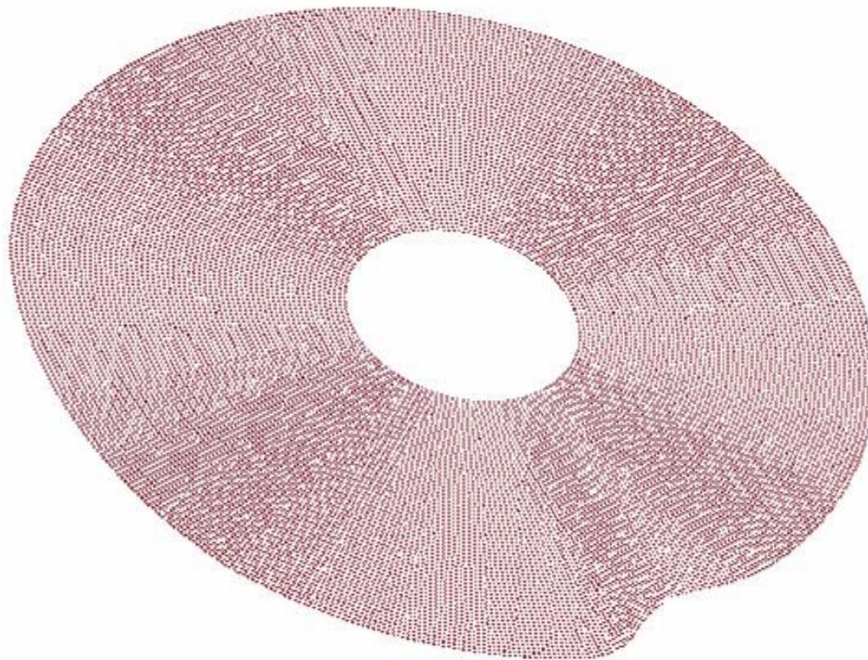


Figura 6.13) Lamiera di partenza meshata

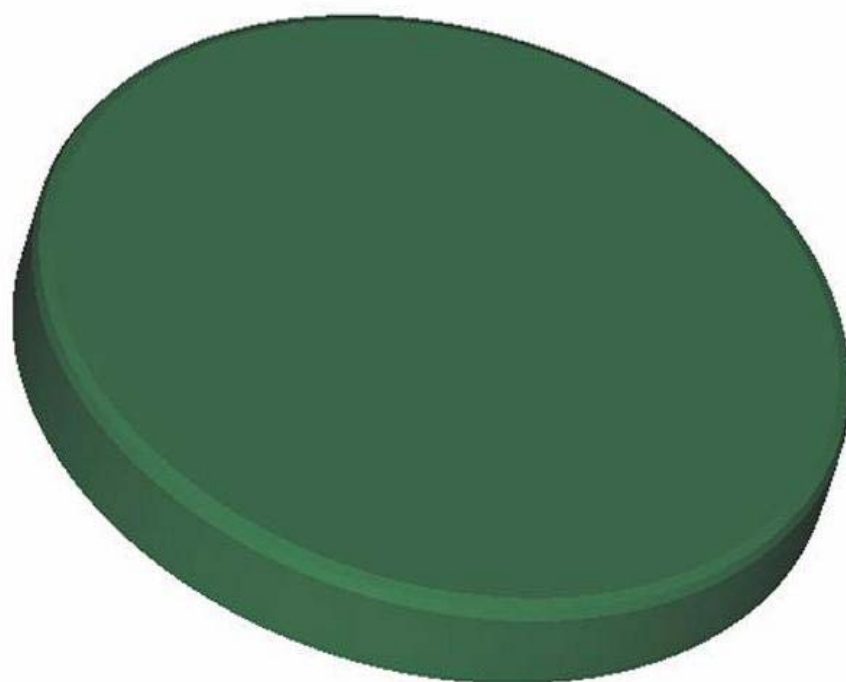


Figura 6.14) Punzone usato per il primo step di formatura

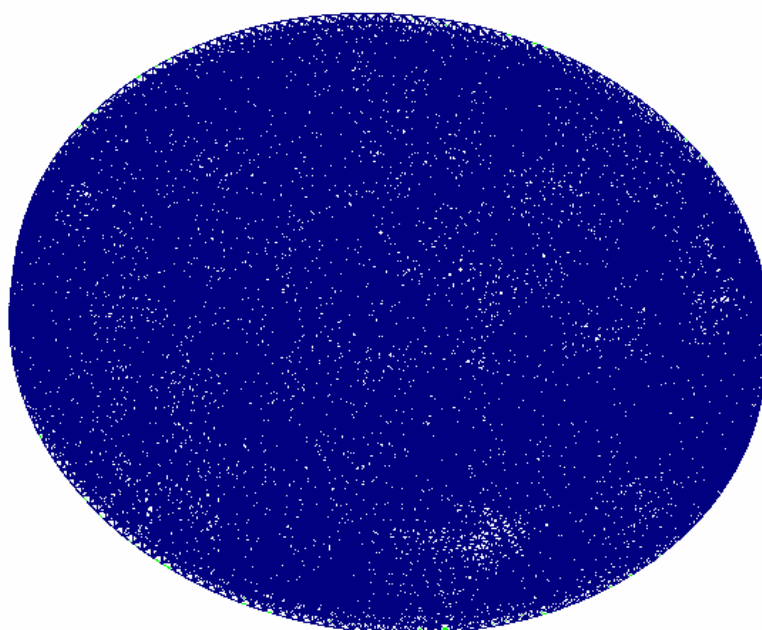


Figura 6.15) Membrana di gomma

Nel secondo step si è utilizzato un punzone asimmetrico, mostrato in figura 6.16:

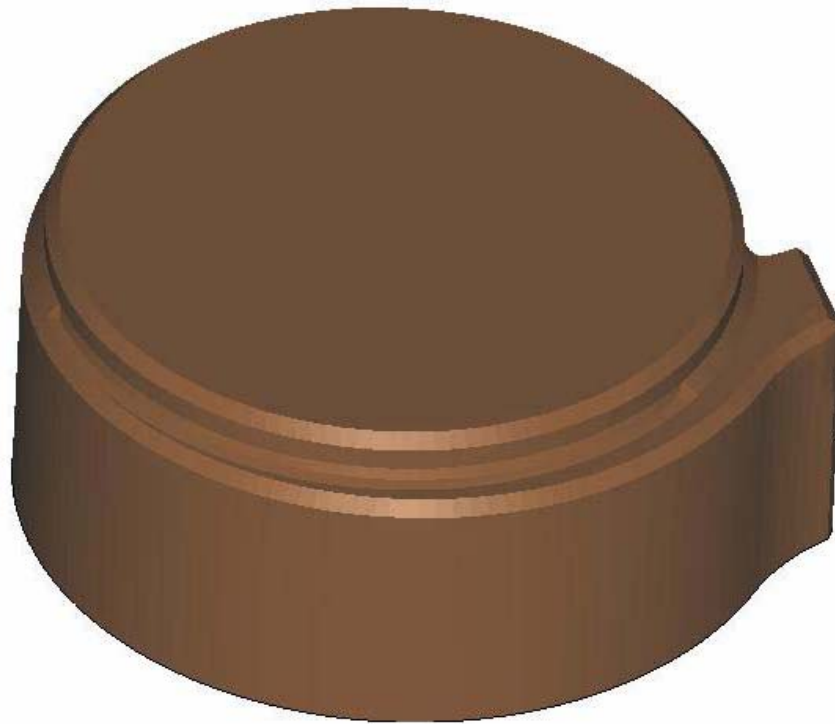


Figura 6.16) Punzone usato per la seconda fase di formatura

Dopo aver impostato il primo ciclo di pressione già visto nel paragrafo precedente, il programma fornisce i seguenti risultati, mostrati nelle figure 6.17 e 6.18, relativi sia allo stato tensionale sia agli spessori ottenuti alla fine del suddetto ciclo.

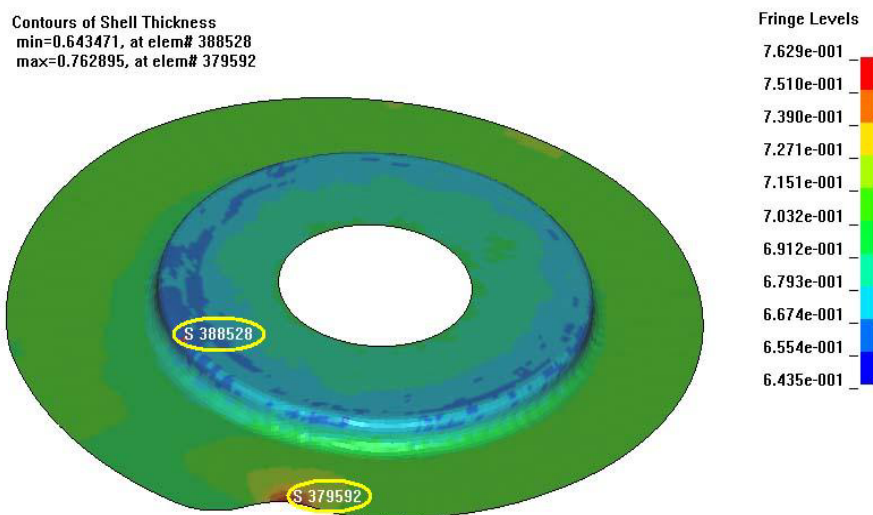


Figura 6.17) Spessori (mm) alla fine del primo step e relativi punti in cui assume sia il valore massimo che il valore minimo

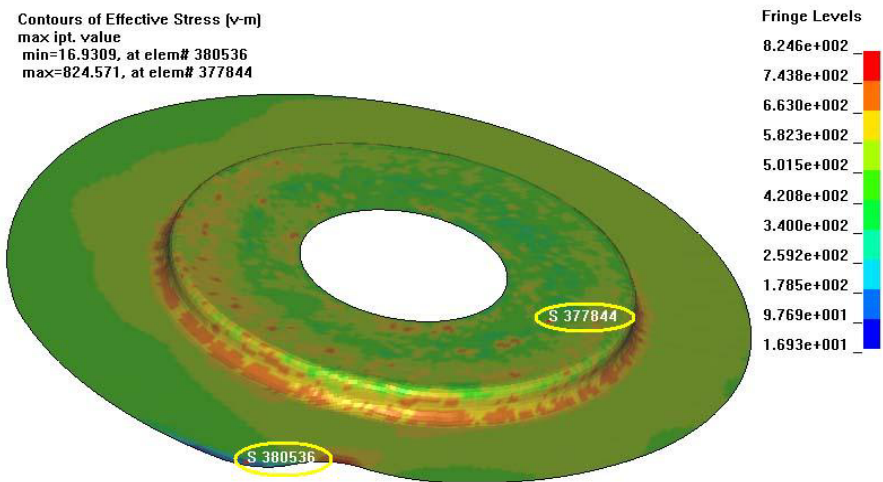


Figura 6.18) Stato tensionale (N/mm^2) presente alla fine del primo step

Come si può notare, il maggiore assottigliamento si ha in corrispondenza del raggio di raccordo ma comunque raggiunge valori accettabili mentre un ispessimento si ha in corrispondenza di quella zona in cui il materiale tende ad accumularsi a causa della forma particolare della lamiera. L'attrito tra membrana e lastra è stato posto pari a 0.05. Il punzone usato per questa seconda fase di simulazione è quello avente la stessa forma del pezzo da imbutire ed il ciclo di pressione è quello usato nel caso reale, visto nel precedente paragrafo. Dalle figure 6.19 e 6.20 si può notare che, sia per gli spessori sia per le sollecitazioni, siamo su valori pienamente accettabili. Si vede anche come tutti i raggi di raccordo sono ben definiti ma soprattutto si nota un "pericoloso" addensamento di materiale in corrispondenza del nasello (zona rossa) che non è altro che un sentore che in quella zona sta per formarsi una grinza. La successiva fase di ricottura presente nel ciclo reale, è stata simulata dal software grazie all'annullamento dello stato tensionale ma conservando gli stessi spessori ottenuti come output nello step precedente.

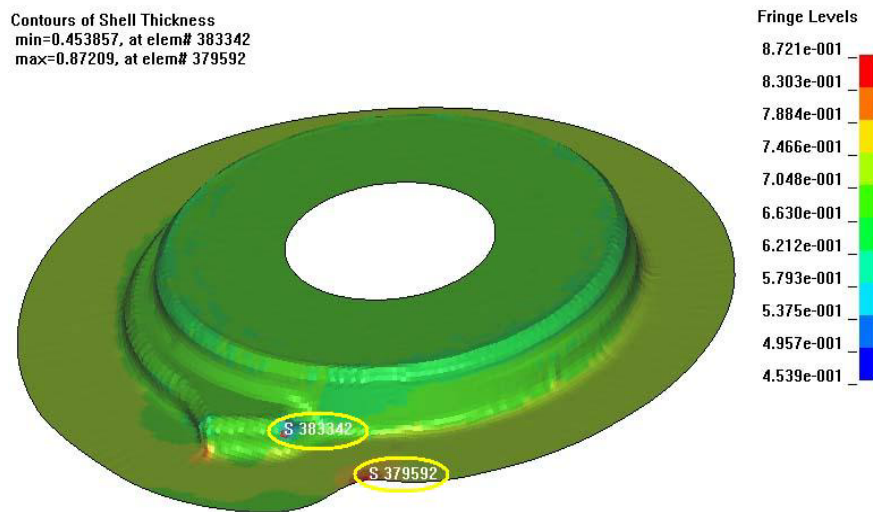


Figura 6.19) Spessori (mm) alla fine del secondo step di formatura e relativi punti in cui lo stesso assume rispettivamente valore massimo e minimo

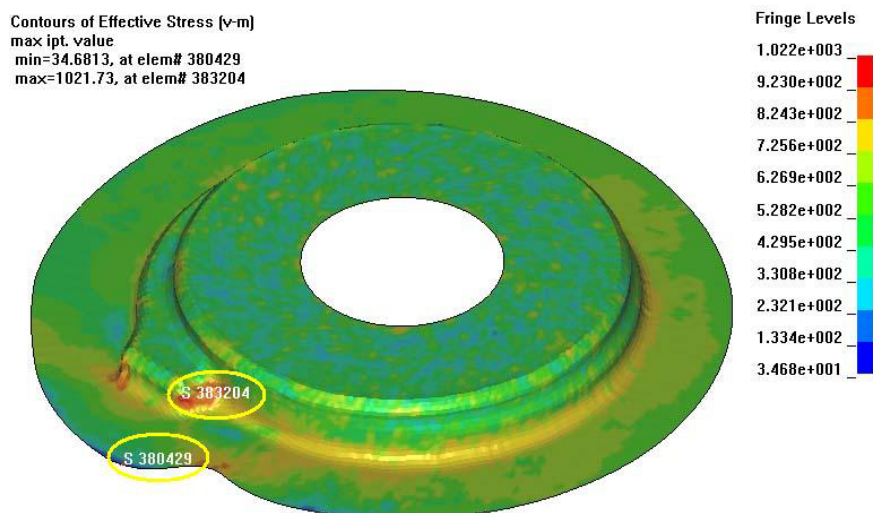


Figura 6.20) Stato tensionale (N/mm²) presente alla fine del secondo step di formatura

Così facendo si può passare alla simulazione del terzo step di formatura utilizzando il ciclo di pressione caratteristico della terza fase reale. Il programma fornisce i seguenti risultati, mostrati nelle due figure, 6.21 e 6.22. Come si può notare dalla figura 6.21, l'intero particolare presenta uno spessore la cui misura è compresa tra gli 0.6159 mm e i 0.6848 mm (il pezzo è colorato in verde), mentre ci sono assottigliamenti leggermente maggiori in corrispondenza del raggio di raccordo superiore (colorazione verde sabbia) e assottigliamenti molto elevati in corrispondenza del vertice superiore del nasello. Ciò dovrebbe preoccuparci

se non fosse per il fatto che la suddetta zona va rifilata (a noi interessa solo la superficie dove il nasello ha origine) infatti il pezzo da noi considerato è una camera di combustione ed in prossimità del nasello ci sarà un' bocca per il passaggio del combustibile.

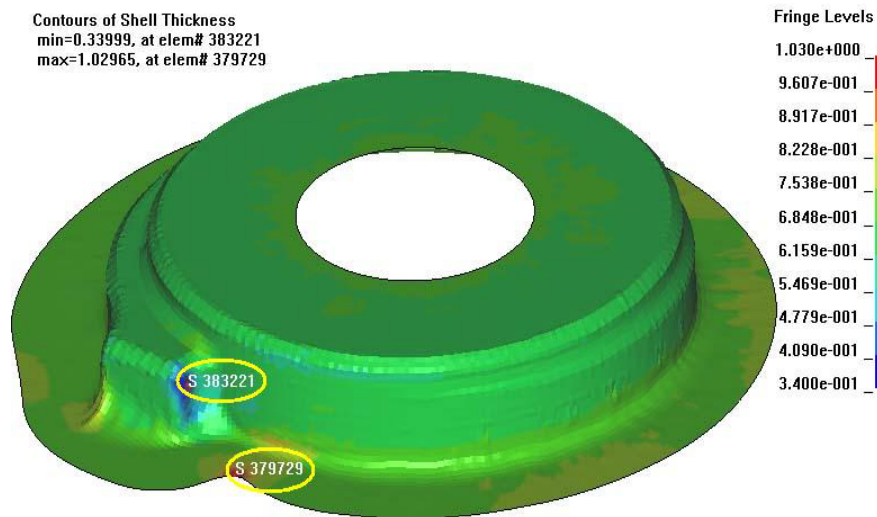


Figura 6.21) Spessori (mm) alla fine della terza fase di formatura e relativi punti in cui esso assume sia valore massimo che valore minimo

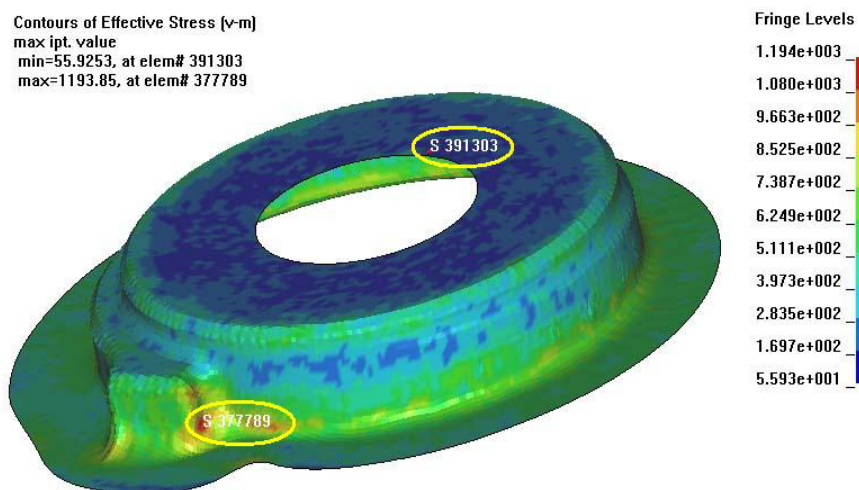


Figura 6.22) Stato tensionale (N/mm²) presente alla fine del terzo step di formatura

Alla fine si può dire che la parte che a noi interessa presenta spessori soddisfacenti. Si può notare la formazione della grinza in corrispondenza del lato sinistro del nasello, così come ci aspettavamo dato l'accumularsi del materiale in quella zona, evidenziato anche dal precedente step di formatura.

Per lo stesso motivo citato per gli spessori, la grinza, per dove è capitata, non rappresenta un problema, il che ci permetterà di procedere col quarto step. Prima di far ciò, valutiamo lo stato tensionale alla fine di questo step, fornitoci come output dal software in esame. Come si può vedere dalla figura 6.22, anche per quanto riguarda lo stato tensionale non vengono evidenziati problemi dato che in base ai colori mostrati in figura le tensioni si mantengono di gran lunga su valori soddisfacenti eccetto che nella zona colorata in rosso (sempre in prossimità del nasello) ma come visto prima, questo risulta essere un problema marginale.

A questo punto si procede alla ricottura del pezzo, simulata come nel caso precedente, dopodichè si procede al quarto ed ultimo step di formatura dopo aver impostato anche stavolta il ciclo reale di pressione relativo a questa fase. Si può ora vedere, nelle figure 6.23 e 6.24, il particolare completamente formato, attraverso l'analisi sia dello stato tensionale che degli assottigliamenti rilevati dal programma di simulazione.

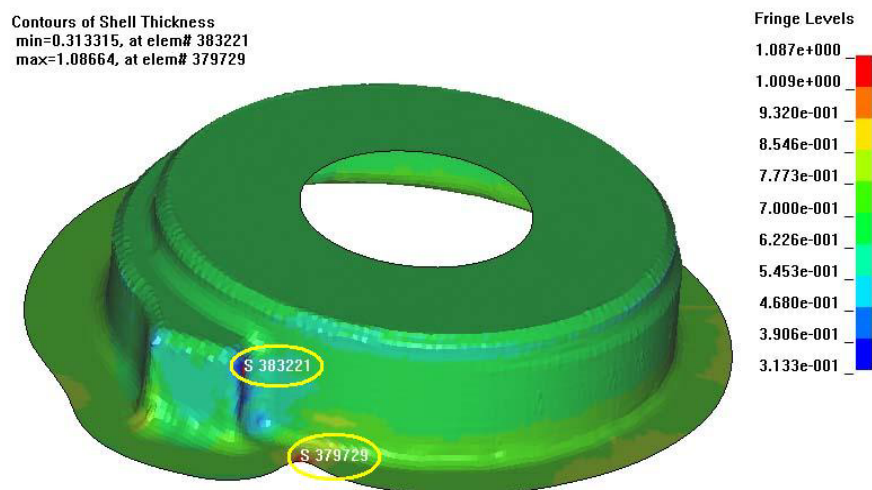


Figura 6.23) Spessori (mm) ottenuti alla fine della quarta fase

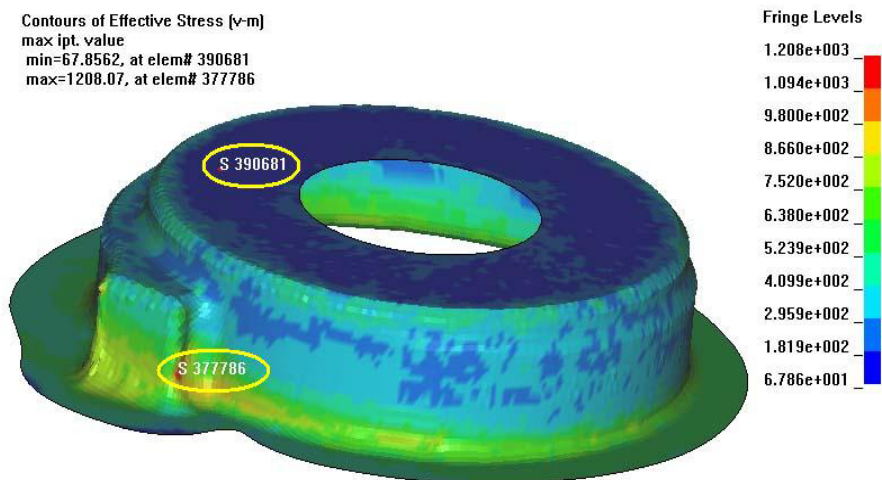


Figura 6.24) Stato tensionale (N/mm^2) presente alla fine della quarta fase di formatura

Anche in questo caso, escludendo le zone in prossimità del nasello, si vede come lo spessore si mantiene su valori ampiamente accettabili mentre sui raggi di raccordo si nota un maggiore ispessimento, anche se comunque accettabile, dovuto allo scorrimento del materiale durante la fase di formatura. Come si può notare anche in questo caso ci si mantiene su valori di tutto rispetto eccetto che nella solita zona dove è posizionato il nasello in cui come si può vedere si ha un picco di tensione. Lo stato tensionale per le rimanenti zone è uniformemente distribuito e questo rende il pezzo subito utilizzabile senza dover passare per esempio per altre successive fasi di ricottura.

Nella figure 6.25 e 6.26 si riporta un confronto tra il componente alla fine della simulazione ed il componente realmente prodotto. Il parametro che si prende in considerazione per il confronto fra il componente realmente prodotto e la simulazione è lo spessore; le misurazioni effettuate direttamente sul componente e quelle ottenute dal programma sono in buona sintonia in tutte le zone del pezzo, in particolare nella zona del nasello, che è quella che presenta i maggiori rischi di rottura.

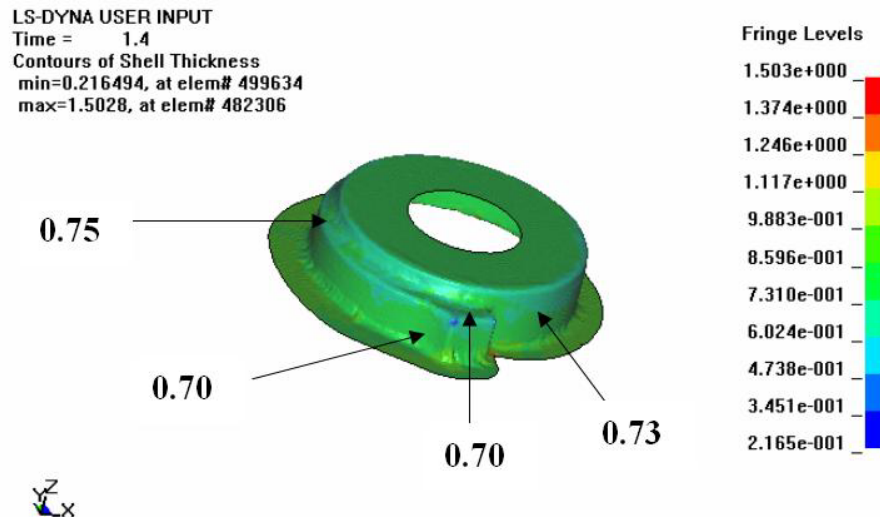


Figura 6.25) Valori degli spessori in LS-DYNA del componente realizzato in quattro step

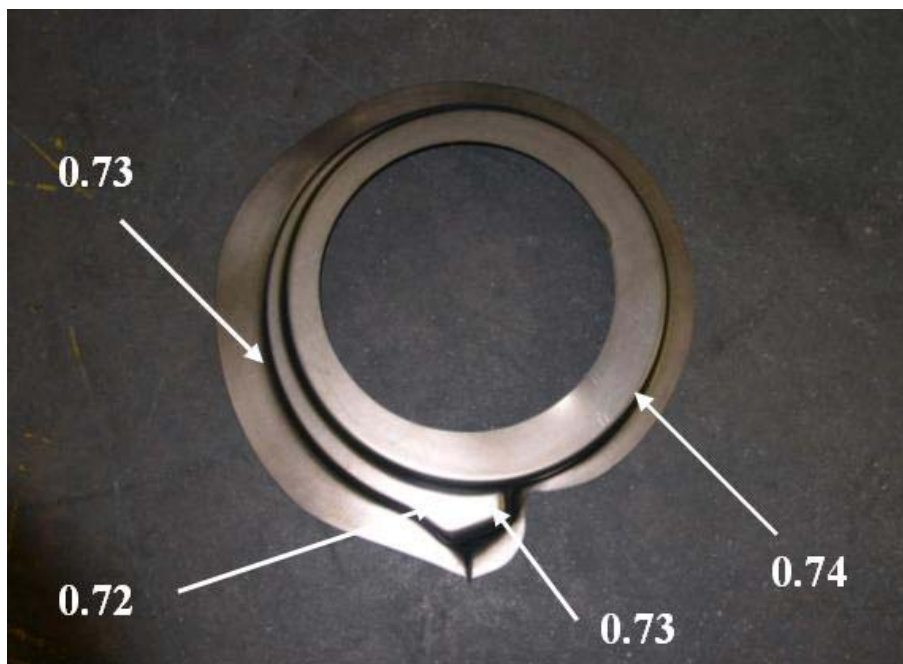


Figura 6.26) Valori sperimentali degli spessori relativi al componente realizzato in quattro step

Concludendo, si può dire che si è idroformato un particolare dalla geometria molto complessa non senza difficoltà ma alla fine il risultato ottenuto è un pezzo con spessori e tensioni residue uniformi e mantenuti su valori soddisfacenti, il che permette di dire che l'intero processo di simulazione è andato a buon fine.

Dato che il primo passo dello studio di un processo di idroformatura consiste nel determinare la forma ideale della lamiera da cui partire, si è tentato di capire il motivo che ha

portato a tagliare quest'ultima nel modo visto. Per far ciò è stato fatto un raccordo in prossimità della zona della lamiera che richiama la forma del nasello, per vedere a quali risultati saremmo arrivati.

In figura 6.27, viene mostrata la nuova lamiera meshata. Abbiamo ripercorso di nuovo sia il primo che il secondo step utilizzando gli stessi parametri e gli stessi cicli di pressione usati nel processo di idroformatura ampiamente descritto nei precedentemente proprio per cercare di individuare il peso della scelta di un nuovo taglio di lamiera.

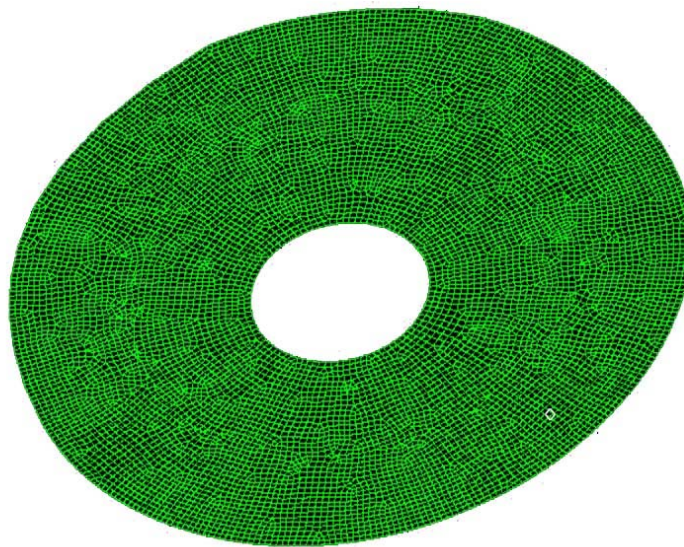


Figura 6.27) Nuova lamiera meshata

Per quanto riguarda la prima fase i risultati sono pressappoco analoghi e non verranno qui richiamati, mentre la sostanziale differenza appare alla fine della seconda fase di formatura, anch'essa mostrata nella figura 6.28.

Si nota che nonostante gli spessori rientrino in un range accettabile, mostrando assottigliamenti molto ridotti, la grinza, in prossimità del nasello, è molto pronunciata ed inoltre, sull'altra estremità dello stesso, si nota un ulteriore ispessimento (macchia rossa in figura 6.28) che lascia prevedere la formazione di un'altra grinza nei successivi step di formatura.

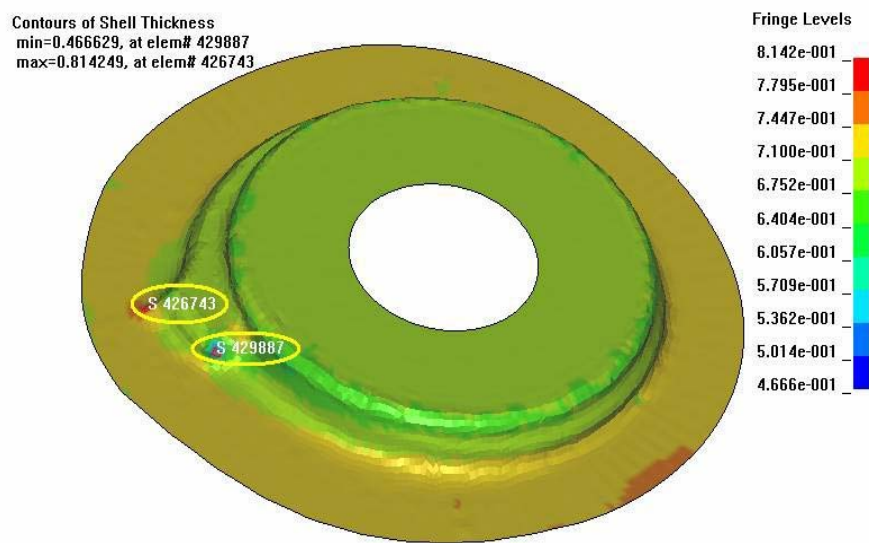


Figura 6.28) Spessori (mm) relativi alla fine del secondo step

Si capisce allora la funzione dell'intaglio presente nella lamiera originale, capace di accumulare materiale in modo tale da impedire che si formi una grinza in corrispondenza della parte destra del nasello. E' una specie di via di fuga che impedisce al materiale di accumularsi nei pressi del nasello, facendo sì che questo accumulo resti sulla flangia della lamiera che comunque, alla fine del processo, andrà rifilata.

Verrà di seguito valutata l'importanza di una corretta scelta di due fattori molto importanti per una buona riuscita del processo di idroformatura: l'attrito, tra lamiera e corona di premilamiera, e la pressione. Per quanto riguarda il primo fattore, si può dire che maggiore è il suo valore più si è sicuri che sulle flange del pezzo non si formino grinze ma al tempo stesso, valori troppo elevati possono determinare eccessivi assottigliamenti del componente. Tutto questo è stato evidenziato dal programma di simulazione adoperato ed i cui risultati sono mostrati in figura 6.29.

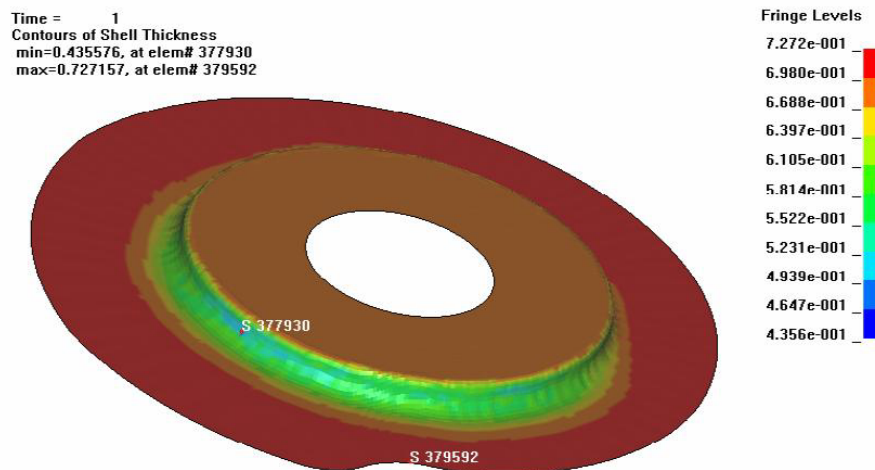


Figura 6.29) Spessori (mm) presenti alla fine della prima fase di formatura del componente realizzato in lega Ni-Cr, ottenuti utilizzando valori più elevati del coefficiente d'attrito

Come si può notare, l'elevato coefficiente d'attrito fa sì che la lamiera aderisca perfettamente alla corona di premilamiera, non permettendo la formazione di grinze, ma al tempo stesso, durante l'alzata del punzone, impedisce lo scorrimento del materiale che viene eccessivamente “stirato” proprio in corrispondenza dell'altezza del componente che si sta idroformando (zona verde in figura 6.29).

Analogamente, prendendo in considerazione la pressione, il programma di simulazione ha evidenziato che valori bassi possono determinare una forza di chiusura sulla lamiera insufficiente oltre che grinze sulla flangia del pezzo. Valori troppo alti, invece, possono determinare la rottura del pezzo in esame. Questo comportamento viene evidenziato nelle due figure 6.30 e 6.31, ottenute come output dal programma di simulazione.

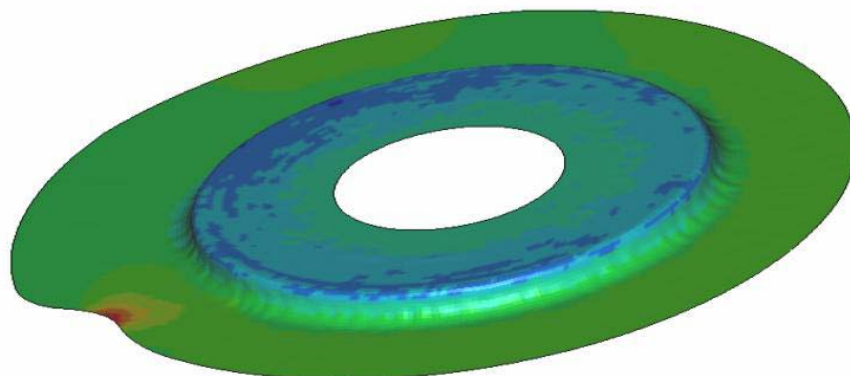


Figura 6.31) Componente in lega Ni-Cr alla fine del primo step di formatura in cui sono stati utilizzati diversi valori di pressione rispetto al caso precedentemente studiato

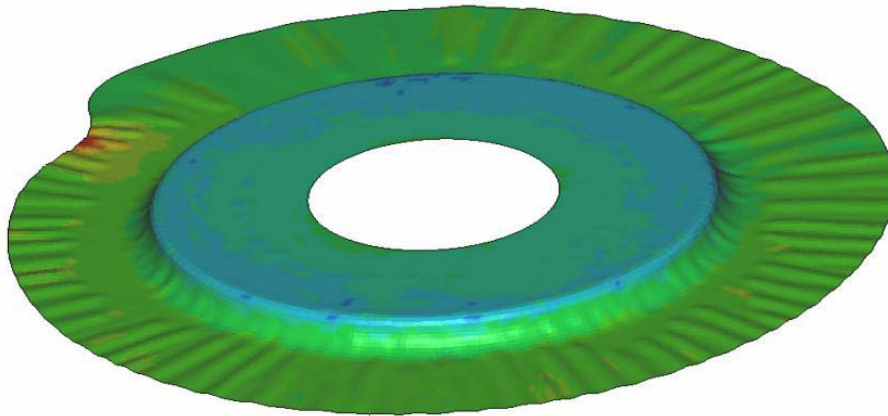


Figura 6.31) Componente in lega Ni-Cr alla fine del primo step di formatura in cui è stata applicata una bassa forza di chiusura

Come si vede dalla figura 6.30, valori bassi di pressione portano il pezzo a non aderire perfettamente al punzone, determinando raggi di imbutitura naturali non corretti

In figura 6.31, il programma di simulazione ha evidenziato che, applicando una forza di chiusura troppo bassa sulla flangia del particolare in esame, si ha la formazione di grinze molto evidenti.

Nella pratica, il valore del coefficiente di attrito da utilizzare nella simulazione dipende dal grado di lubrificazione della lamiera che verrà imbutita. Questo aspetto è molto importante ed, in futuro, potrà essere oggetto di studi approfonditi dato che, allo stato attuale, è l'operatore che cosparge di olio le superfici della lamiera, senza seguire alcun criterio specifico.

Anche per quanto riguarda la scelta di valori di pressione adatti per ciascun ciclo di formatura, in funzione delle caratteristiche geometriche del particolare in lavorazione, sono necessari successivi approfondimenti, che permetteranno l'ottimizzazione del ciclo di pressione sin dalla sua fase di progetto, evitando numerosi esperimenti sulla pressa, che allo stato dell'arte sono ancora necessari, almeno per quanto riguarda condizioni severe di imbutitura. Ridurre infatti la fase di sperimentazione, comporterebbe un notevole risparmio in termini di tempo e di risorse utilizzate.

6.6 OTTIMIZZAZIONE DEL CICLO DI FORMATURA DI UN COMPONENTE MECCANICO ASIMMETRICO

A questo punto si passa allo studio di un ciclo di produzione in tre step, il quale porterà ad una riduzione dei tempi di lavorazione, con conseguente risparmio economico. Analizzando inizialmente l'anisotropia, si è potuto constatare che il coefficiente di anisotropia plastico è differente nelle diverse orientazioni. Uno studio particolareggiato è stato effettuato per valutare il rapporto di deformazione anisotropo:

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln(w_0/w_f)}{\ln(t_0/t_f)} = \frac{\ln(w_0/w_f)}{\ln(w_f l_f / w_0 l_0)}$$

Anziché valutare la riduzione di spessore, che risulta minima, si è preferito valutare la variazione del prodotto $w \cdot l$, considerando la costanza del volume. I valori degli spessori e delle lunghezze (tabella 6.4) sono stati valutati ad un valore pari a circa il 20% dell'allungamento massimo.

PROVINO	LUNGHEZZA	LARGHEZZA
0 GRADI	29.94	4.78
45 GRADI	29.64	4.52
90 GRADI	30.05	4.52

Tabella 6.4) Dimensioni dei provini alla fine delle prove di trazione

Con tali valori si sono ottenuti i seguenti rapporti r : 0.33 a 0 gradi, 1.13 a 45 gradi e 1.21 a 90 gradi. Si nota una notevole differenza fra il coefficiente r nella direzione a 0 gradi rispetto a quelle a 45 e 90 gradi, della quale si dovrà tenere conto nella fase di simulazione della formatura del componente. A tal proposito, le simulazioni sono state effettuate orientando la lamiera nelle tre direzioni. Come era logico attendersi, i risultati sono stati diversi; confrontando le curve di formabilità, si è deciso di orientare la lastra come in figura 6.32, dove la freccia indica la direzione di laminazione del materiale.

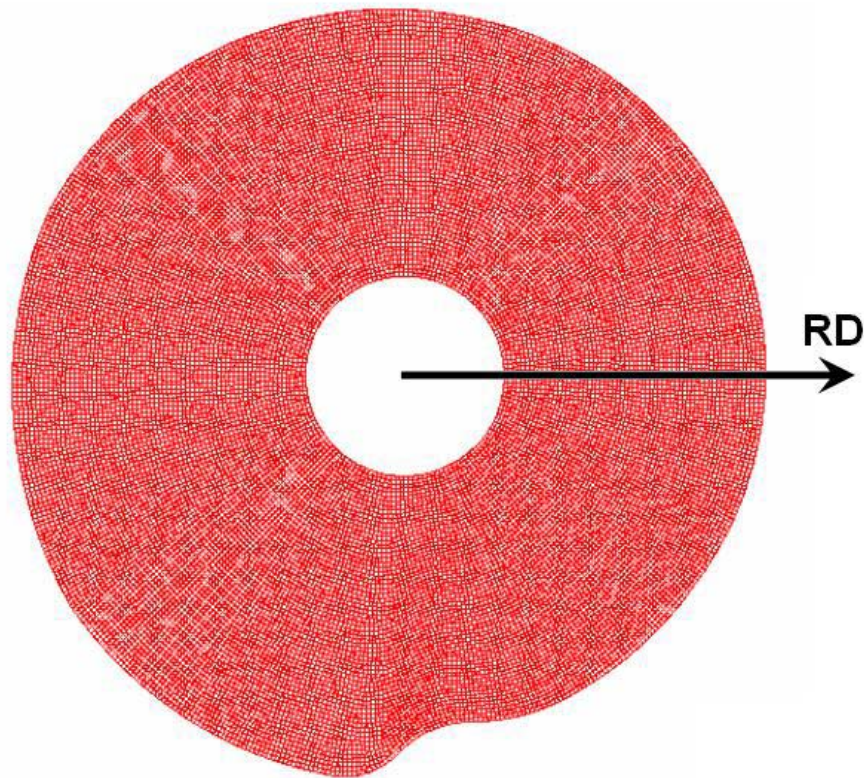


Figura 6.32) Orientazione della lamiera

Per quanto riguarda gli avanzamenti del punzone si è visto, come d'altronde succedeva nel caso dei quattro step, che la prima formatura non può superare la profondità di 23.6 mm, per evitare problemi di area non sostenuta dalla lamiera (unsupported area); tale fenomeno si manifesta all'inizio del processo di imbutitura e, se la pressione adoperata nel ciclo è troppo elevata, la parte di lamiera interessata si piegherà all'ingiù e le due flange che si formano durante la corsa del punzone si salderanno, provocando un difetto nel pezzo; se, invece, la pressione è troppo bassa, potrebbe venire meno l'azione di bloccaggio della lamiera sulla corona di prelamiera. Per questo motivo l'imbutitura avviene in genere in più passaggi e si usano punzoni a diametro decrescente.

Nel tentativo di ridurre il numero di step a tre, bisognerà trovare il giusto compromesso fra l'avanzamento del punzone e i cicli di pressione; infatti, valori troppo bassi di pressione potrebbero causare la formazione di grinze nella zona della flangia, dovute alla non perfetta adesione della lastra sul punzone, mentre valori troppo alti potrebbero portare alla rottura del componente stesso.

Nella simulazione del primo step si è introdotto questo ciclo di pressione in funzione dell'avanzamento del punzone:

- P_1 (pressione di precarico) = 350 atm $H = 0$ mm
- $P_2 = 420$ atm $H = 9.44$ mm
- $P_3 = 450$ atm $H = 14.16$ mm
- $P_4 = 480$ atm $H = 23.6$ mm

La scelta di tale ciclo è stata fatta confrontando le curve FLD, rese in uscita del programma, e scegliendo quello che dava maggiore sicurezza rispetto alla rottura. Nella figura 6.33 è mostrata la lamiera alla fine della prima formatura con gli spessori finali, mentre nella figura 6.34 è riportata la curva FLD dalla quale si nota che tutti gli elementi della lastra si trovano ampiamente nella zona di sicurezza.

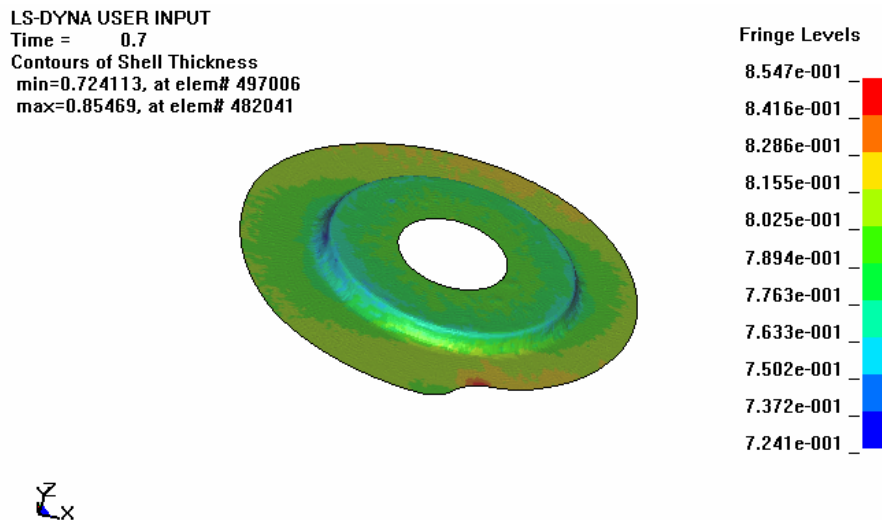


Figura 6.33) Simulazione del primo step

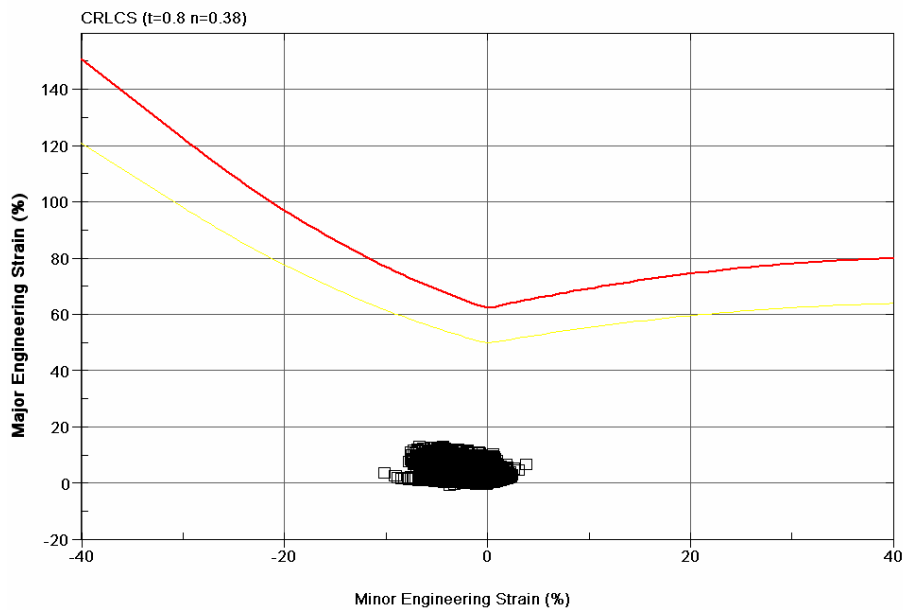


Figura 6.34) FLD del primo step

Il primo step è molto simile a quello del ciclo a quattro step, ma a valle di tale formatura è stata prevista una prima ricottura in forno avente le stesse modalità di quelle effettuata nel processo in quattro step; anche nella simulazione è stata utilizzata la stessa metodologia di riproduzione del fenomeno reale, conservando gli spessori del file dynain e riportandoli nel file .dyn del secondo step ed eliminando le tensioni. Per quanto riguarda il secondo step, sono state provate diverse soluzioni sia per quel che riguarda le pressioni, sia per gli avanzamenti del punzone. Il miglior compromesso, rispetto alle curve FLD, si otteneva adoperando un ciclo di questo tipo:

- P_1 (pressione di precarico) = 350 atm $H = 23.6$ mm
- $P_2 = 370$ atm $H = 48.8$ mm
- $P_3 = 400$ atm $H = 53.1$ mm
- $P_4 = 200$ atm $H = 57.6$ mm

I risultati ottenuti a valle di tale formatura sono stati confortanti anche in relazione agli spessori, soprattutto nelle zone più critiche, cioè nei raggi di raccordo del naso, come mostrato in figura 6.35.

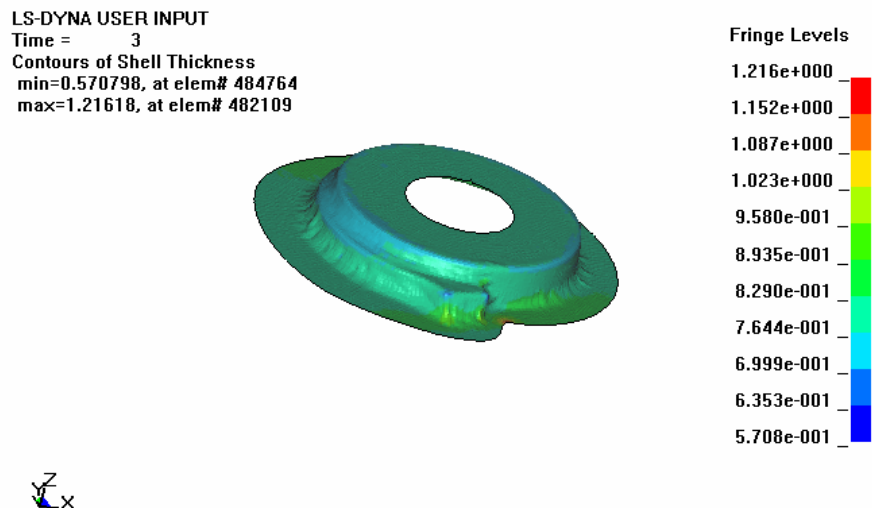


Figura 6.35) Simulazione del secondo step

La curva FLD della seconda formatura è riportata nella figura 6.36, in cui si nota che gli elementi si trovano tutti nella zona di sicurezza, cosa che fa essere ottimisti sulla buona riuscita della formatura reale.

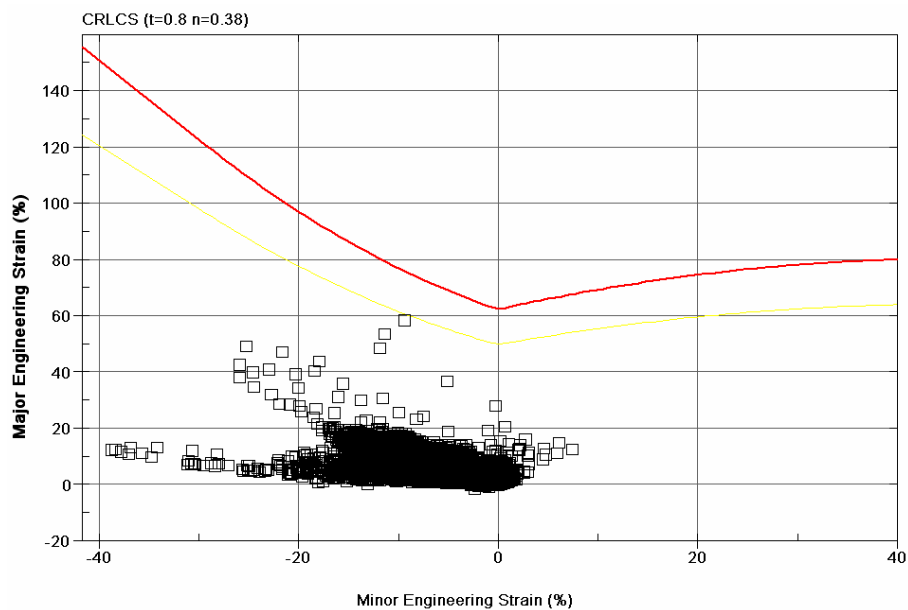


Figura 6.36) FLD del secondo step

Dopo la seconda formatura si passa ad una nuova ricottura in forno, identica alla precedente sia nel caso reale, sia nella simulazione. In tale fase deve verificarsi un avanzamento del punzone di 26.7 mm e, perciò, si è giunti a scegliere il seguente ciclo di pressione:

- P_1 (pressione di precarico) = 340 atm $H = 57.6$ mm
- $P_2 = 380$ atm $H = 77.5$ mm
- $P_3 = 350$ atm $H = 80.9$ mm
- $P_4 = 300$ atm $H = 84.3$ mm

La simulazione è così conclusa e si possono riscontrare buoni risultati sia per quanto riguarda gli spessori finali, riportati in figura 6.37, sia per la curva FLD, riportata in figura 6.38; in essa si può apprezzare come tutti gli elementi della lastra si trovino all'interno della zona di sicurezza, fatto che dà buone possibilità di riuscita della prova sperimentale.

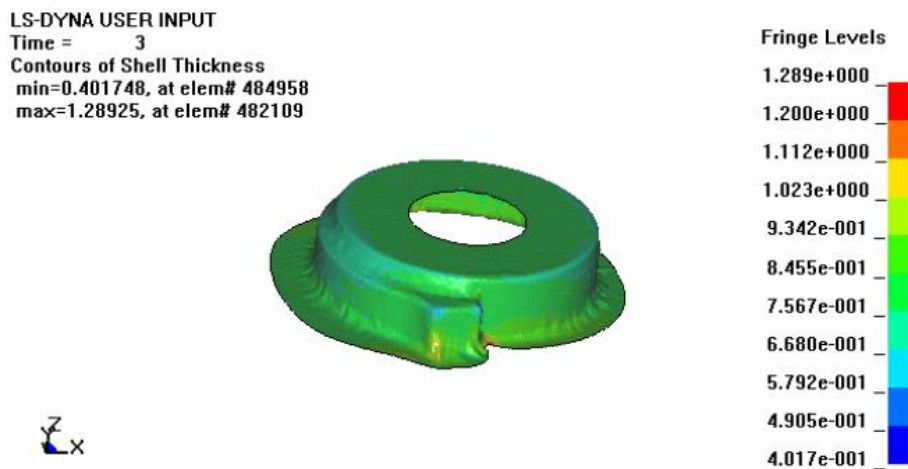


Figura 6.37) Simulazione del terzo step

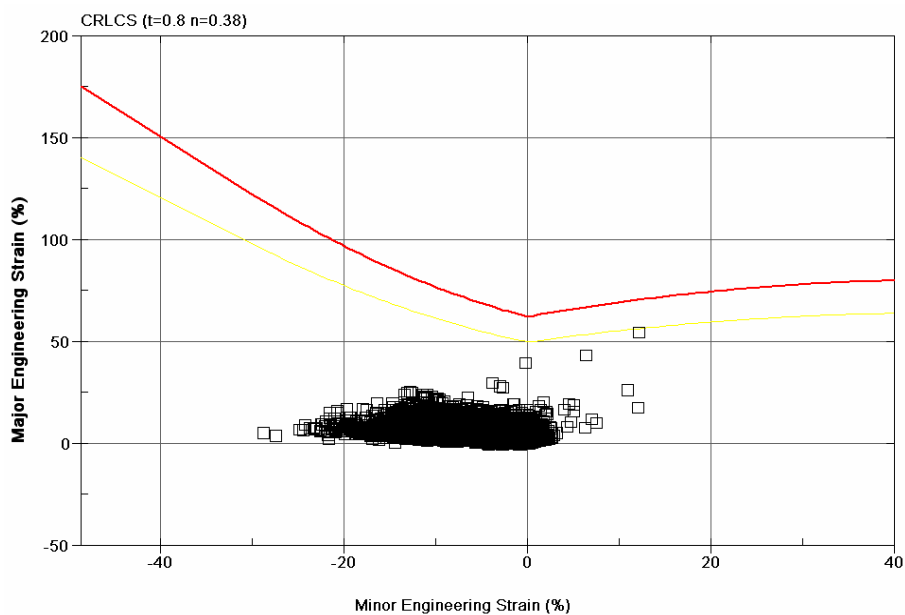


Figura 6.38) FLD del terzo step

Dati i buoni risultati della simulazione del processo in tre step, si è proceduto alla realizzazione del componente presso l'Avio, confrontando i valori degli spessori al termine di ogni step. In figura 6.39 si riportano i valori degli spessori alla fine del primo step ricavati dalla simulazione, mentre in figura 6.40 si riportano quelli ottenuti nella realtà.

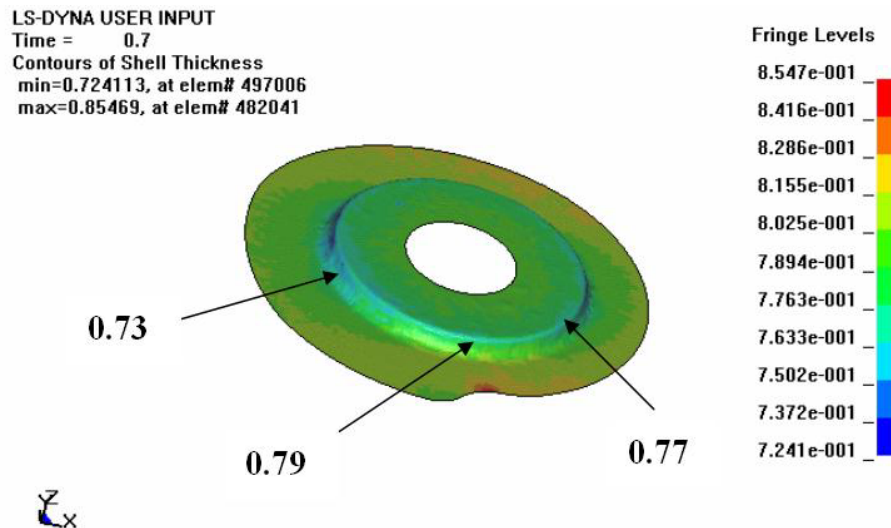


Figura 6.39) Valori degli spessori in LS-DYNA del componente alla fine del primo step

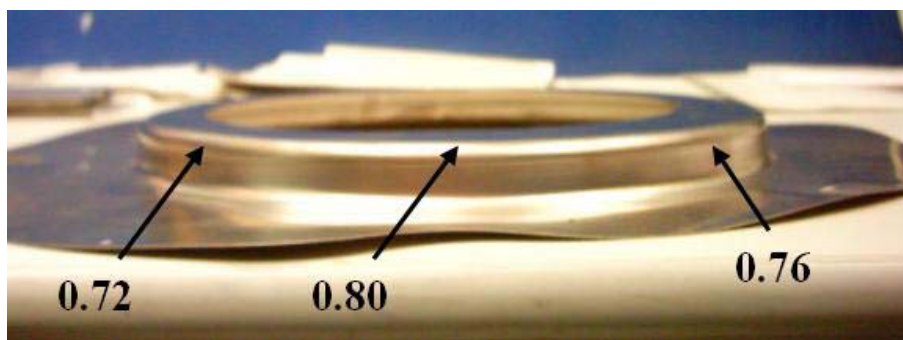


Figura 6.40) Valori sperimentali degli spessori relativi al componente alla fine del primo step

Alla conclusione della prima formatura il componente è stato ricotto in forno e successivamente si è passati al secondo step. Nella figura 6.41 sono riportati alcuni valori degli spessori ricavati dalla simulazione mentre nella figura 6.42 sono riportati i valori realmente misurati.

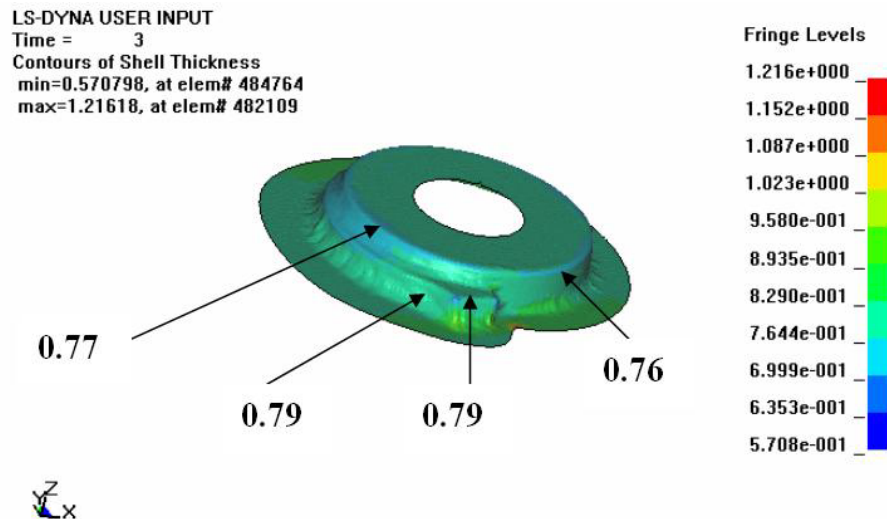


Figura 6.41) Valori degli spessori in LS-DYNA del componente alla fine del secondo step

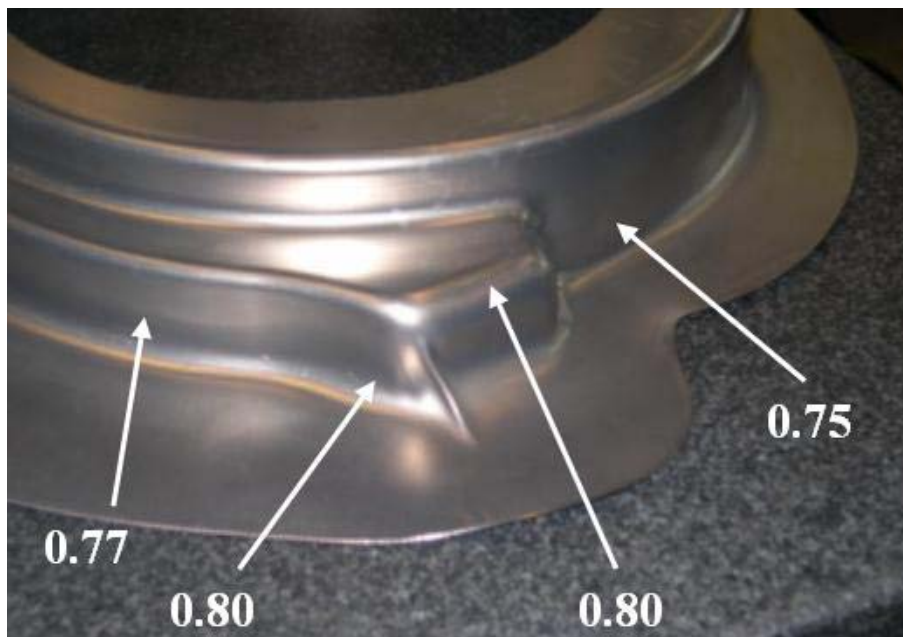


Figura 6.42) Valori sperimentali degli spessori relativi al componente alla fine del secondo step

Dopo il secondo step il componente è stato nuovamente ricotto e, successivamente, si è passati all'ultima formatura. In figura 6.43 sono riportati i valori degli spessori ricavati dalla simulazione, mentre in figura 6.44 sono riportati quelli ottenuti nella realtà. Si può notare come essi siano accettabili e il componente sia risultato di buona fattura.

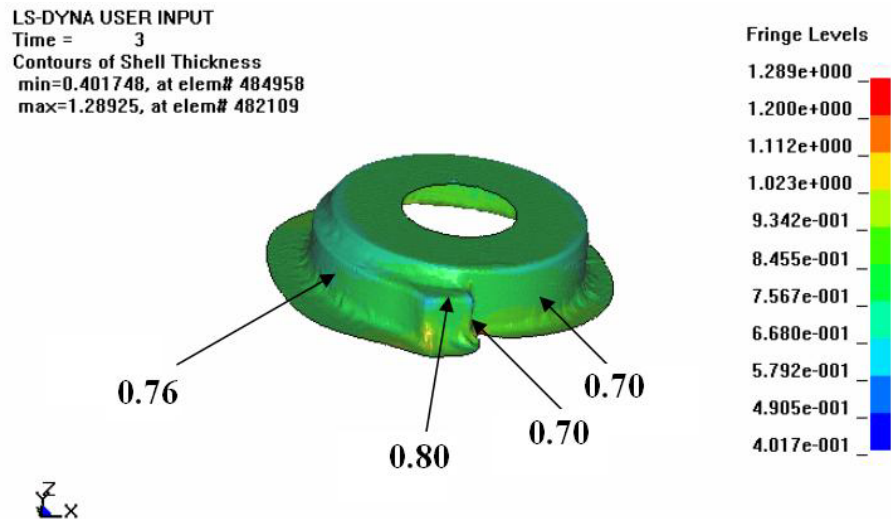


Figura 6.43) Valori degli spessori in LS-DYNA del componente alla fine del terzo step

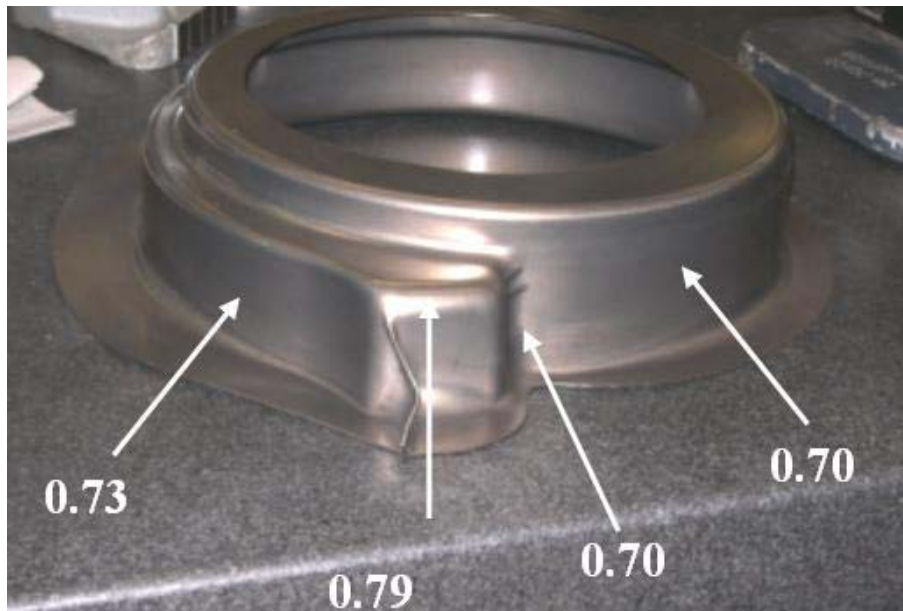


Figura 6.44) Valori sperimentali degli spessori relativi al componente alla fine del terzo step

Visti i risultati ottenuti si può ritenere riuscito il tentativo di ottimizzazione del processo con i già citati vantaggi sia in termini economici sia di tempo.

6.7 CONCLUSIONI

In conclusione si può affermare che si è riusciti nell'intento di ottimizzare il ciclo di produzione del componente sotto esame, avendo ottenuto un componente finale pienamente rispondente alle richieste sia in termini di profondità di imbutitura, sia in termini di valori di spessore. Inoltre, data la buona rispondenza nel confronto fra i valori degli spessori ricavati dalla simulazione e quelli ottenuti nella sperimentazione, si può desumere l'affidabilità dei risultati forniti dal programma LS-DYNA riguardo ai processi di hydroforming; ciò potrà essere sfruttato in futuro per condurre analisi preventive dei processi senza affidarsi direttamente a tentativi sperimentali. Si potrà pertanto non solo tentare di migliorare cicli già esistenti riducendo il numero di step, ma anche progettare nuovi componenti senza eccessivi sprechi di materiale.

CAPITOLO 7

ANALISI NUMERICO SPERIMENTALE DEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING

7.1 INTRODUZIONE

Il lavoro è stato indirizzato allo studio di alcuni parametri chiave del processo di incremental forming, quali le forze di imbutitura in relazione al percorso ed al diametro dell'utensile, la valutazione del massimo angolo di inclinazione di tronchi di cono e di piramide e l'influenza del fattore rotazione, sia in termini di velocità che di verso. L'attrezzatura impiegata nella fase sperimentale è mostrata in figura 7.1.

Nei primi due studi, alla campagna sperimentale è stata accostata l'analisi numerica agli elementi finiti già impiegata in diversi lavori di confronto numerico sperimentale nei processi di incremental forming [25;27;28;37-38].



Figura 7.1) Attrezzatura impiegata nel processo di incremental forming

7.2 ANALISI DELLE FORZE DI IMBUTITURA IN RELAZIONE AL PERCORSO ED AL DIAMETRO DELL'UTENSILE

L'obiettivo dello studio è stato l'analisi delle forze di imbutitura esplicate nel contatto punzone-lamiera per un semplice processo di incremental forming, in modo da valutare l'influenza del diametro del punzone e del percorso utensile. Il metodo dello straight groove test è stato impiegato al fine di realizzare gole profonde su lamiera in lega di alluminio. Le prove sono state condotte mediante una macchina a CNC; sono stati impiegati punzoni a testa semisferica di 10 e 5 mm di diametro, e 2 percorsi utensile, denominati A e B, riportati in figura 7.2.

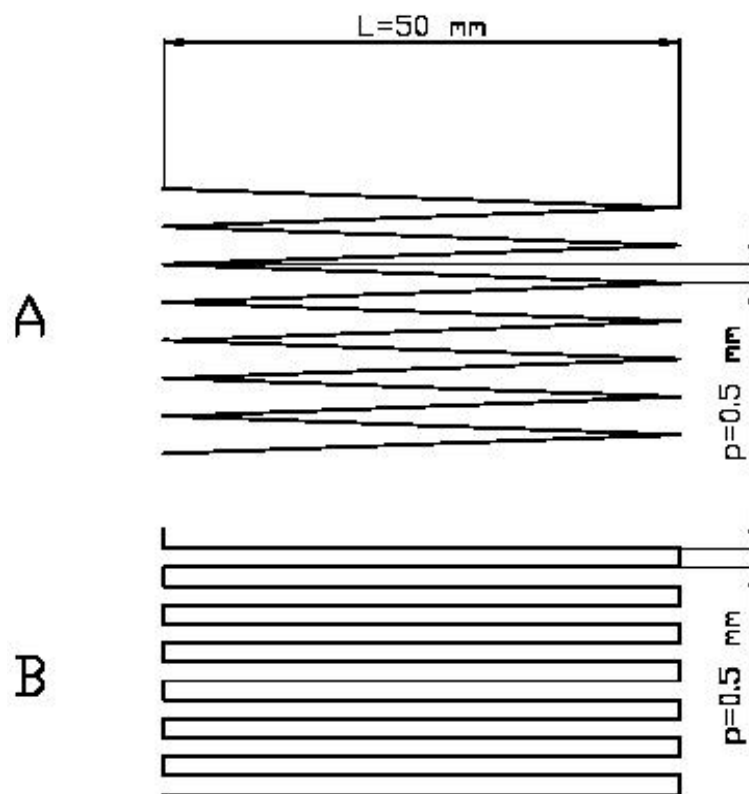


Figura 7.2) Percorsi analizzati

L'avanzamento verticale (normale alla superficie della lamiera) è stato posto pari a 0.5 mm mentre, lungo la direzione parallela all'asse della gola, è stata imposta una velocità di avanzamento di 300 mm/min, per 50 mm di avanzamento. Il materiale impiegato è una lamiera di spessore 0.5 mm in lega di alluminio 2024-T3, presentante un modulo di Young di 72000 MPa, una tensione di snervamento di 325 MPa, una UTS di 520 MPa ed una

elongazione massima del 14%. La curva stress-strain può essere espressa attraverso la seguente power law: $\sigma = 788\epsilon^{0.2}$. Al fine di contenere l'attrito del contatto punzone-lamiera, si è provveduto a lubrificare il contatto ed a mettere il punzone in rotazione, a 200 rpm.

Per entrambe le tipologie di percorso e per punzone di 10 mm, la rottura si è verificata ad una profondità di 7 mm ed in corrispondenza dell'estremità del percorso, dove il punzone provoca un cambio dello stato tensionale, ossia da monoassiale a biassiale. Nelle figure 7.3 e 7.4 sono riportati i grafici delle forze orizzontali e verticali, registrate mediante cella di carico a 2 canali, montata al di sotto del sistema di afferraggio della lamiera, così come si può osservare in figura 7.1; è possibile notare che le maggiori forze verticali si raggiungono per il percorso B, in quanto presenta il maggiore incremento di profondità mentre, nella zona centrale per il tipo A, i valori delle forze crescono a causa del continuo incremento di profondità. Non si registrano significative differenze in termini di forze orizzontali.

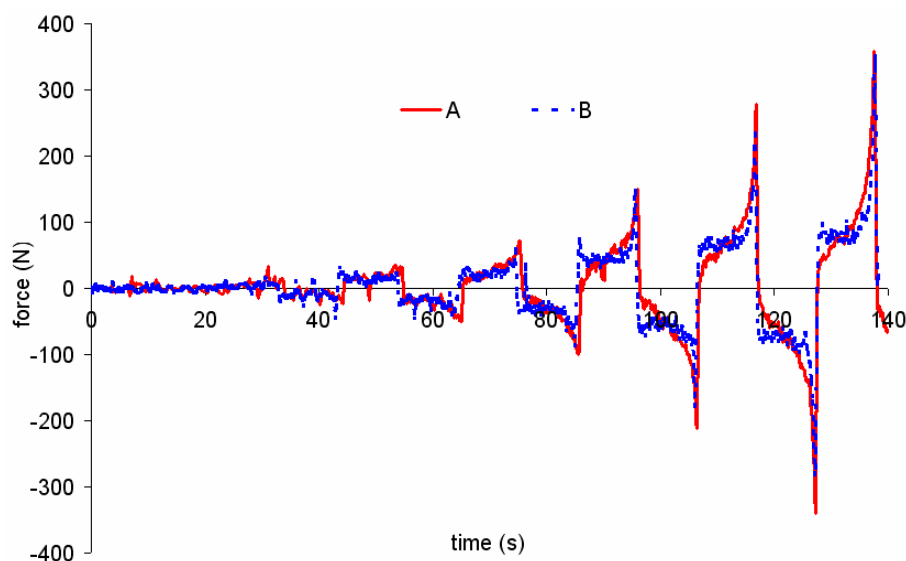


Figura 7.3) Forze orizzontali per i percorsi A e B

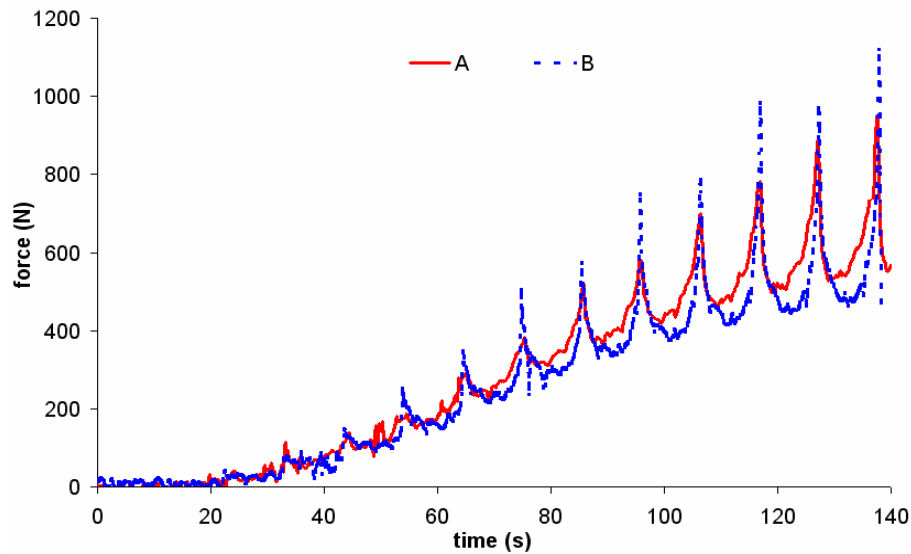


Figura 7.4) Forze verticali per i percorsi A e B

Susseguentemente, sono state condotte prove col punzone da 5 mm, lasciando gli altri parametri inalterati, solo per il percorso A, in quanto presentante i valori di forza più bassi. In figura 7.5 sono mostrati i trends delle forze. A parità di profondità, si può notare che le forze verticali sono più basse rispetto a quelle misurate per il punzone di 10 mm. La rottura si è verificata ad una profondità di 5.5 mm; Nelle figure 7.6 e 7.7 sono riportate le rotture, monodirezionali e bidirezionali, registrate rispettivamente per punzone di 10 e 5 mm.

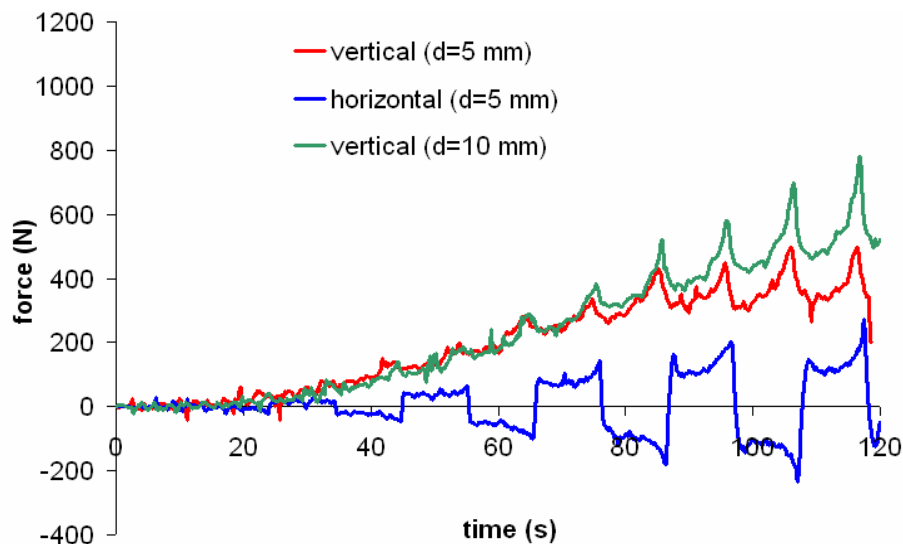


Figura 7.5) Forze misurate per percorso A con punzone di 5 mm di diametro e confronto con le forze verticali per punzone di 10 mm di diametro



Figura 7.6) Rottura monodirezionale



Figura 7.7) Rottura bidirezionale

Le prove condotte sono state simulate mediante il codice FEM LS-DYNA. Uno schema delle geometrie impiegate è riportato in figura 7.8.

Nelle figure 7.9 e 7.10 sono riportati i confronti tra le forze sperimentali e simulate per entrambi i percorsi. In figura 7.11 il confronto è riportato per il punzone di diametro 5 mm e percorso A. In tutti i casi esaminati, si è riscontrato un buon adattamento tra i dati sperimentali e numerici, con differenze tra i picchi mai superiori al 10%.

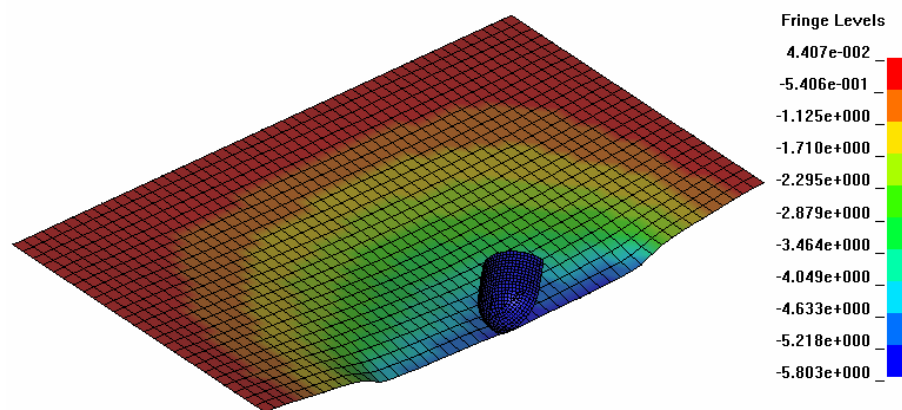


Figura 7.8) Simulazione in LS-DYNA del processo di Incremental forming per l'analisi delle forze di imbutitura

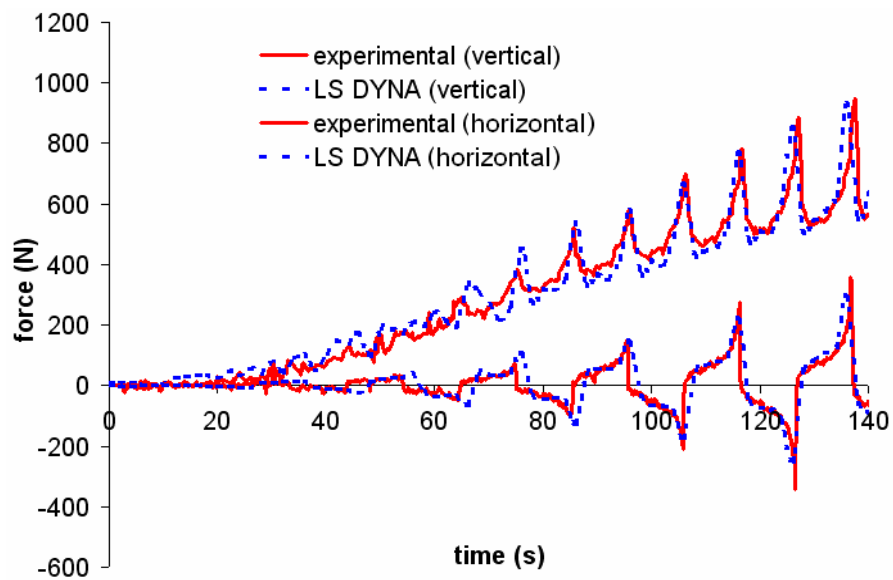


Figura 7.9) Confronto tra risultati sperimentali e FEM per il percorso A

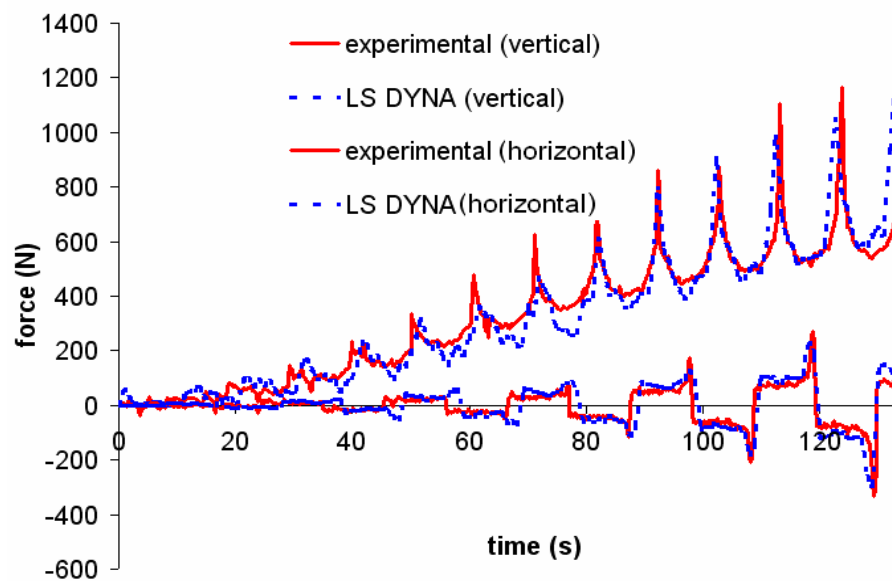


Figura 7.10) Confronto tra risultati sperimentali e FEM per il percorso B

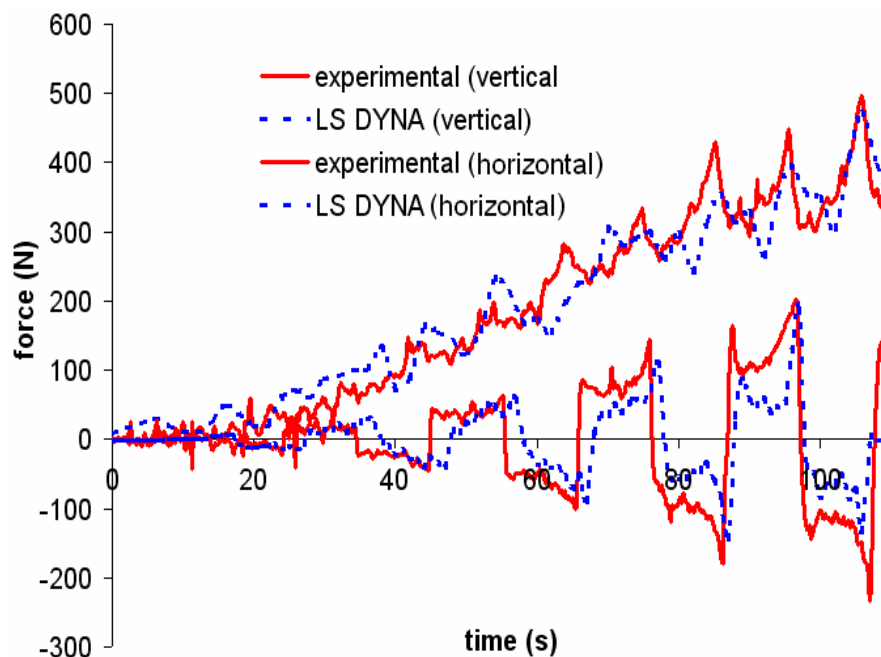


Figura 7.11) Confronto tra risultati sperimentali e FEM per il percorso A e diametro di 5 mm di diametro

Per il percorso A sono riportate le tensioni secondo Von Mises, prodotte dal FEM per gli elementi segnati in figura 7.12. I punti investigati sono quelli presso i quali si sono registrate le rotture. Si nota che i valori delle tensioni raggiungono, in corrispondenza della profondità

alla quale si verifica la rottura, il valore dell'UTS misurato mediante le prove di trazione (figure 7.13 e 7.14).

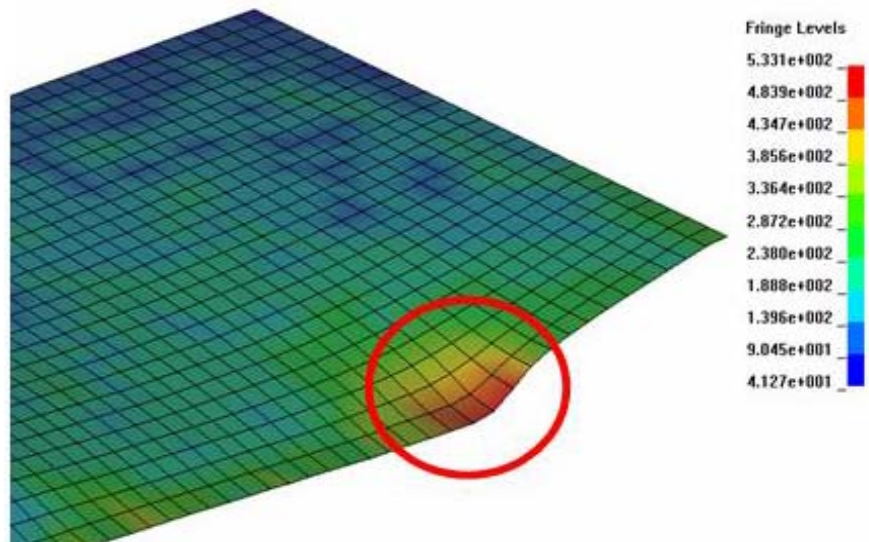


Figura 7.12) Elementi della lamiera interessati all'analisi delle tensioni

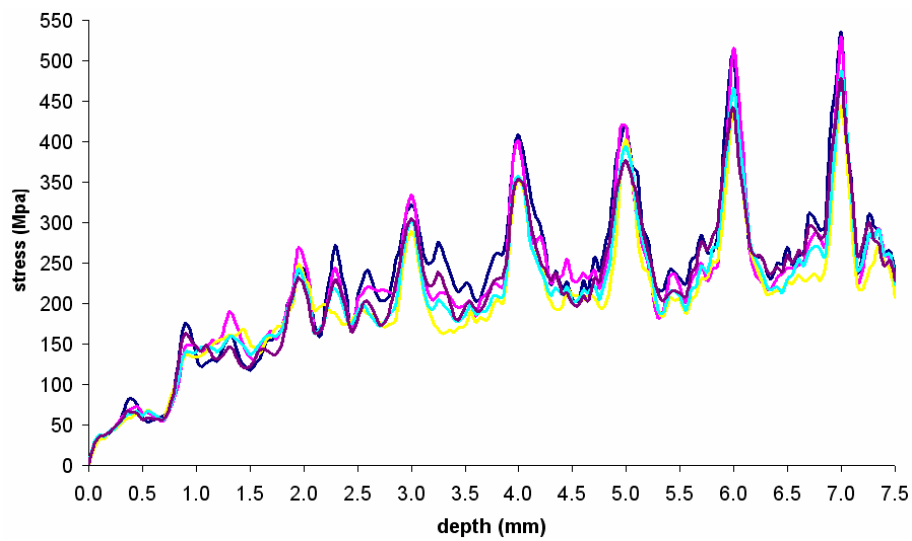


Figura 7.13) Valori delle tensioni per percorso A e punzone da 10 mm di diametro

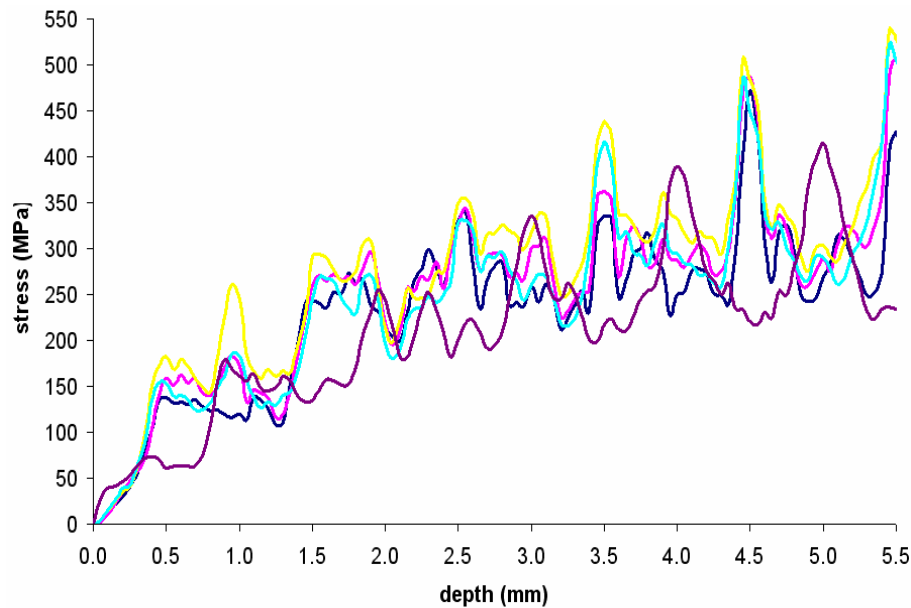


Figura 7.14) Valori delle tensioni per percorso A e punzone da 5 mm di diametro

7.3 VALUTAZIONE DEL MASSIMO ANGOLO DI INCLINAZIONE DI TRONCHI DI PIRAMIDE E CONO

Questo lavoro è stato condotto al fine di valutare il massimo angolo di inclinazione di tronchi di piramide e cono in lega di alluminio ottenibili con l'incremental forming. Tale valutazione è stata condotta mediante una campagna sperimentale, che ha previsto la realizzazione di geometrie per diversi angoli di inclinazione, fino all'osservazione di rotture. Alla fase sperimentale è seguita un'analisi numerica agli elementi finiti, usando come strumento i diagrammi di formabilità. A tal proposito, è stata previamente valutata la formabilità delle lamiere mediante lo *straight groove test*. In seguito, sulla base dell'analisi FEM, sono state tratte considerazioni riguardanti i diversi stati di deformazione interessanti la lamiera formata.

Le geometrie realizzate sono tronchi di piramide e cono con diversi angoli di inclinazione, a partire da una zona quadrata di dimensioni 100·100 mm. I percorsi utensile, di cui se ne riporta un esempio in figura 7.15, sono caratterizzate da una successione di spire, con avanzamento di passo $p=0.5$ mm, fino ad una profondità massima di imbutitura $z=39$ mm. L'angolo di inclinazione α dei tronchi è stato incrementato di 5° per ogni prova, a partire dal

valore di 45° per le piramidi (per tale valore il tronco è degenerato in una piramide) e di 50° per i coni.

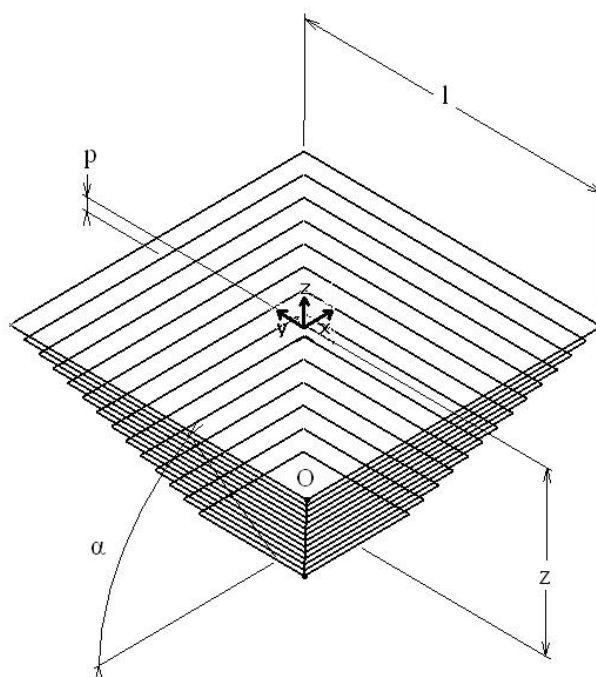
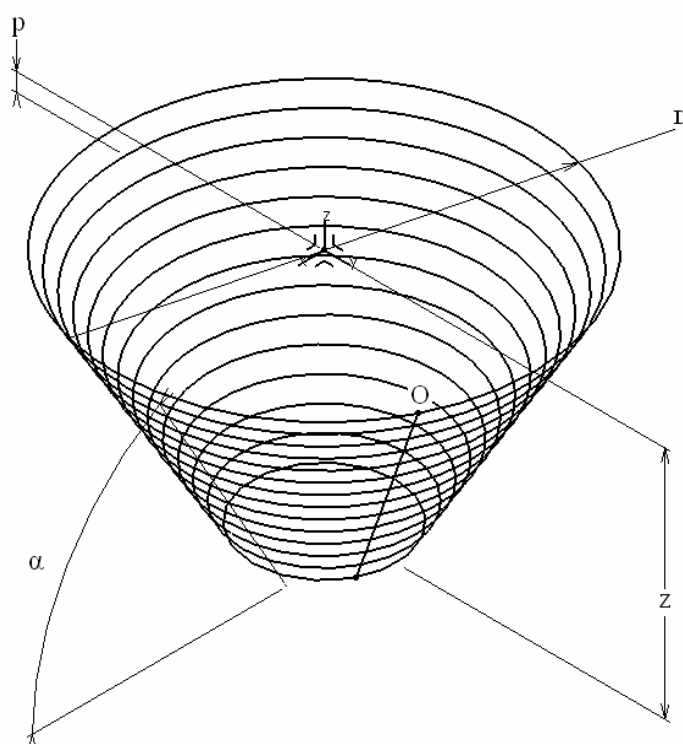
**a****b**

Figura 7.15) Esempi di percorso utensile

Sono stati utilizzati punzoni in acciaio con testa semisferica da 10mm di diametro per la formatura delle lamiere. Il materiale impiegato per le lamiere, di spessore 1 mm, è una lega di alluminio 7075-T0, con modulo di Young di 75000 MPa, tensione di snervamento di 100 MPa, UTS di 200 MPa ed un allungamento percentuale a rottura del 22%. Si sono valutati i parametri caratteristici della curva stress-strain che consentono di esprimere il tratto plastico mediante la seguente power law: $\sigma = 330\varepsilon^{0.19}$. È stata altresì valutata la formabilità delle lamiere mediante lo straight groove test; ne sono scaturite curve di formabilità di equazione $\varepsilon_{\max} + \varepsilon_{\min} = 115$ (valori in scala percentuale). Le prove di formatura sono state effettuate con un centro di lavoro a CNC.

In figura 7.16 si riporta una fotografia dell'esecuzione di una prova sperimentale; è possibile notare il telaio di sostegno della lamiera che è rigidamente fissato al piano superiore di una cella di carico. Per ciascuna prova è stato posto in rotazione l'utensile con velocità di 1000 rpm, è stata impostata una velocità di avanzamento di 1000 mm/min ed è stato disposto del lubrificante sulla piastra per ottenere un basso valore del coefficiente d'attrito.

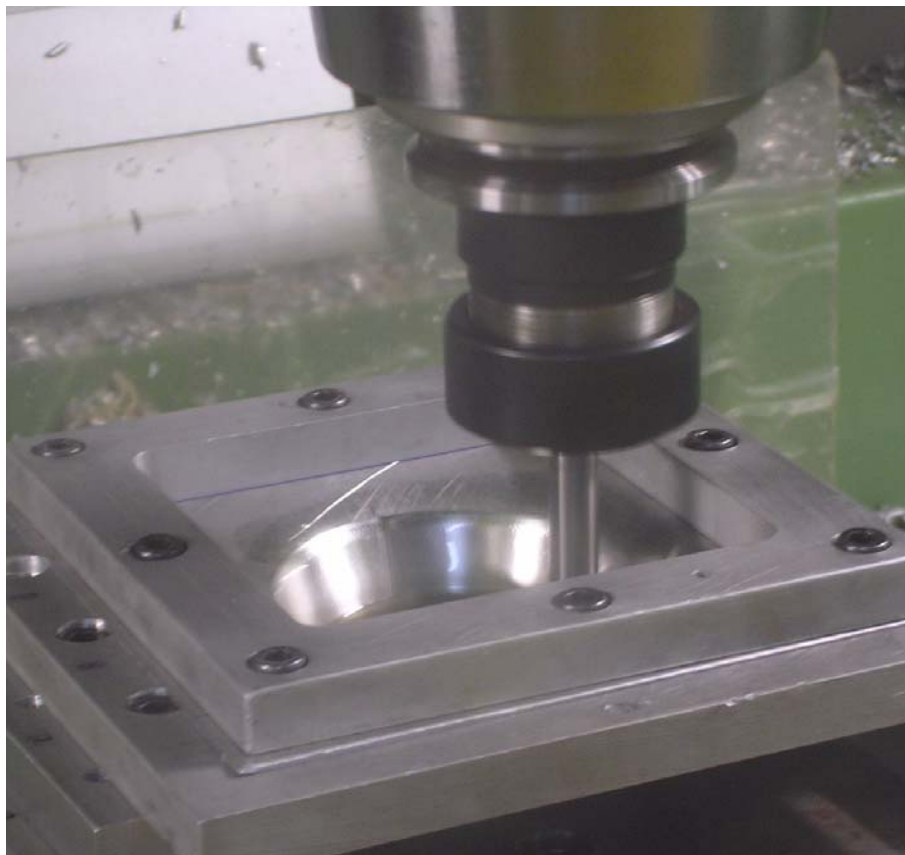


Figura 7.16) Fotografia della formatura di una lamiera

In figura 7.17 si possono osservare le geometrie realizzate per diversi angoli di inclinazione, per i quali casi non si è verificata la rottura della lamiera. La rottura è stata riscontrata a partire da un angolo di inclinazione di 65° per i tronchi di piramide e di 70° per i tronchi di cono.

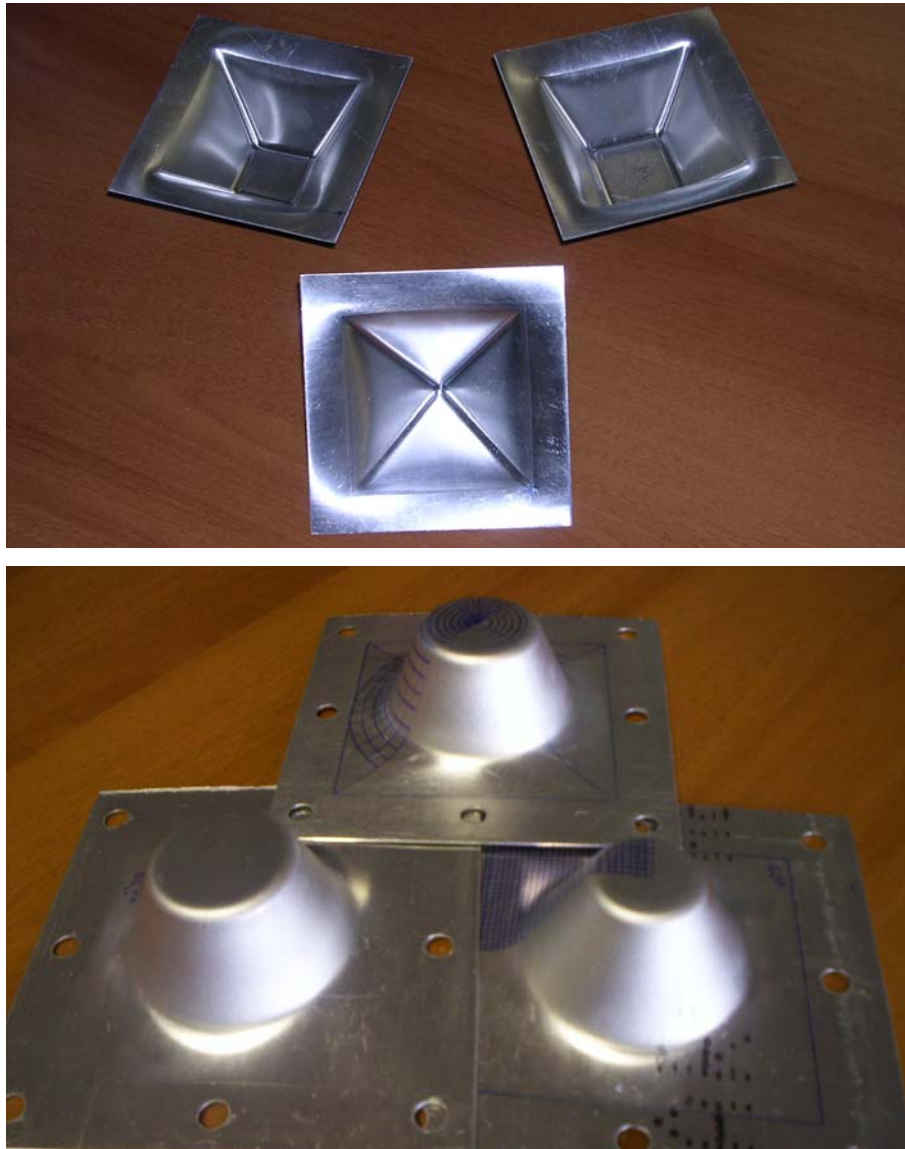


Figura 7.17) Geometrie realizzate per diversi angoli di inclinazione

Per valutare l'angolo massimo ottenibile senza giungere a rottura sono state eseguite altre prove con decremento angolare di 1° a partire dai valori di cui sopra; la prima prova condotta con successo è stata per un angolo di 63° per i tronchi di piramide e di 66° per i tronchi di cono. Nel caso di geometrie presentanti rotture, per i tronchi di piramide la rottura si è verificata nei pressi dello spigolo, così come si può notare nella figura 7.18; per tali geometrie

è stato altresì riscontrato che la rottura non si è propagata lungo il percorso utensile, ma ha interessato i soli spigoli.

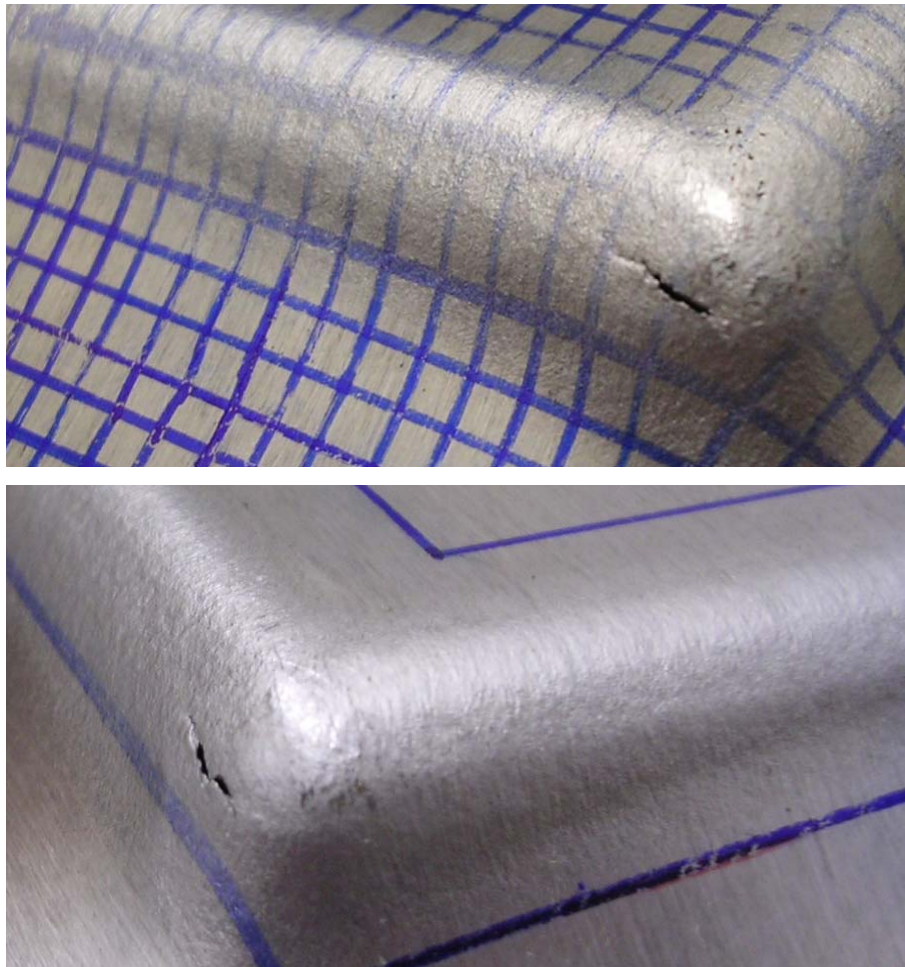


Figura 7.18) Rotture per tronchi di piramide

Per i tronchi di cono, la rottura si è verificata in corrispondenza di un incremento di profondità e si è propagata lungo tutta la circonferenza all'avanzare del percorso utensile, così come si può notare nella figura 7.19.



Figura 7.19) Rottura per tronchi di cono

Inoltre, è stato notato che le zone non interessate dal contatto con l'utensile presentano una variazione di spessore pressoché nulla. Questo risultato era facilmente prevedibile, in quanto il processo di incremental forming produce deformazioni localizzate nei pressi della zona di contatto.

Il processo di formatura delle lamiere è stato simulato con il codice FEM LS-DYNA; uno schema delle geometrie impiegate nella simulazione è riportato in figura 7.20.

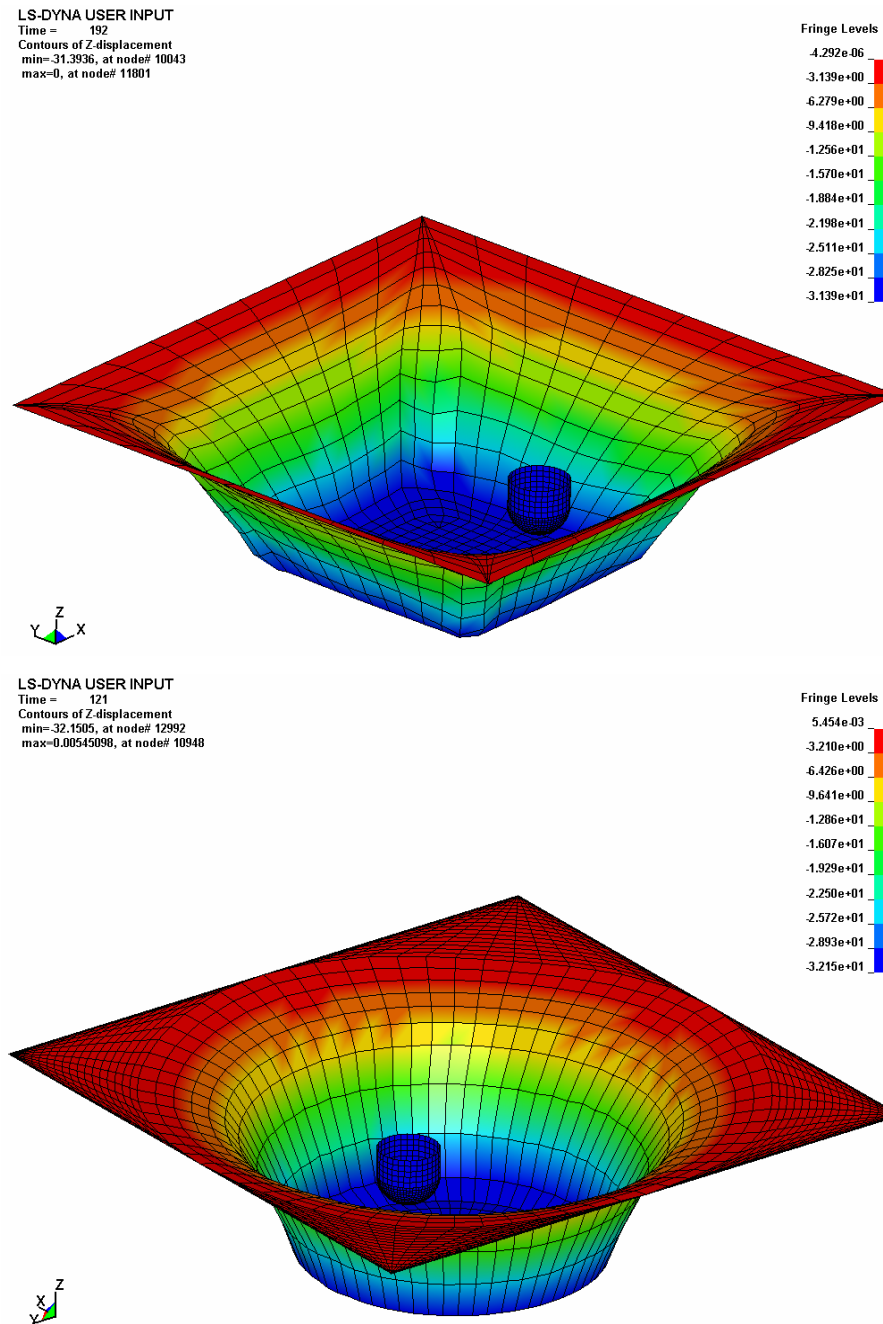


Figura 7.20) Incremental forming di geometrie semplici in LS-DYNA

Si sono analizzati gli stati deformativi della lamiera in seguito alla deformazione e si è giunti ad una serie di conclusioni, che verranno analizzate per i casi limite di 63° e 66° :

- La zona interessata alla deformazione è circoscritta a quella confinata tra la prima e l'ultima spira del percorso utensile (figura 7.21). La restante zona presenta una deformazione pressoché nulla, così come riscontrato nella fase sperimentale;

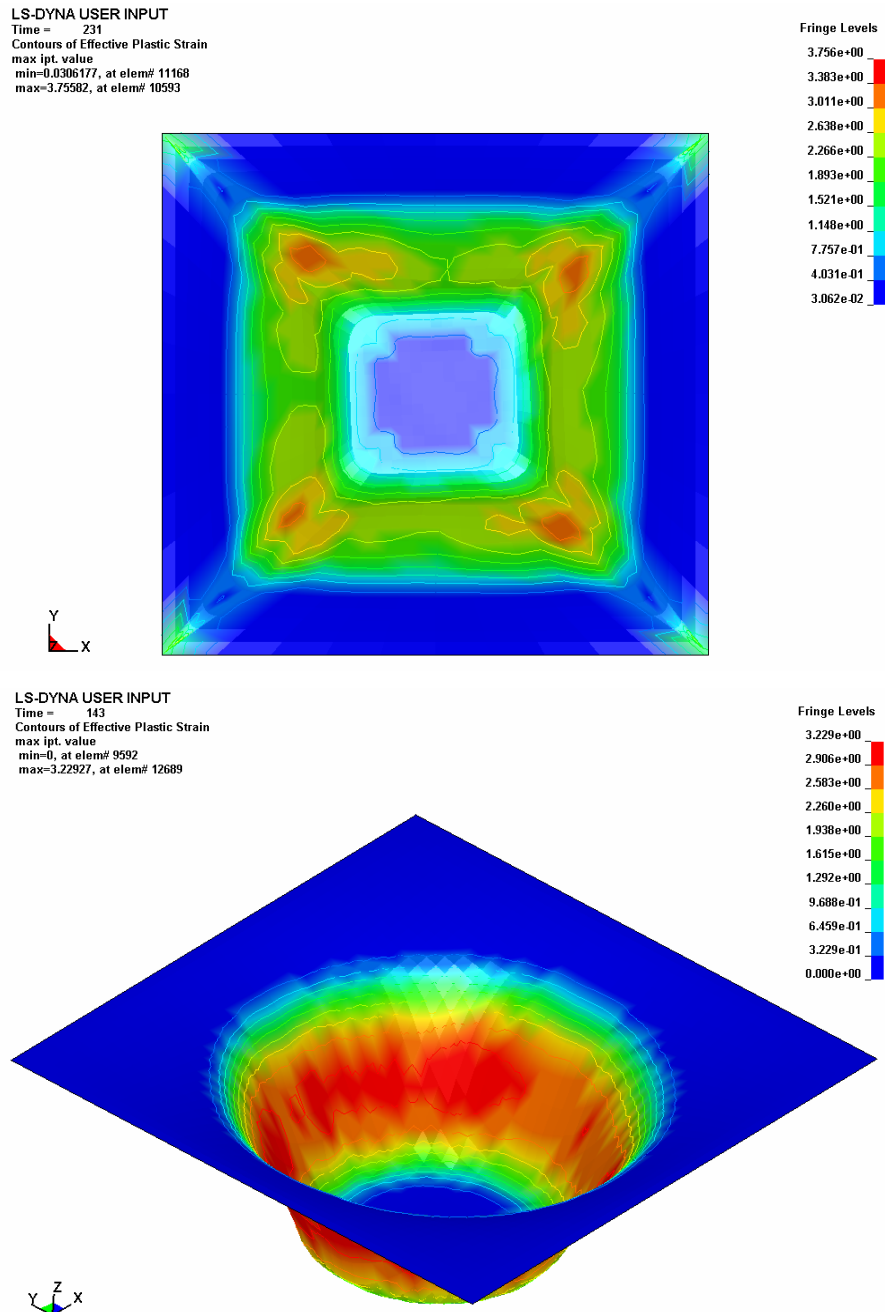


Figura 7.21) Zone interessate alla deformazione

- Premettendo che, ad un angolo di inclinazione delle pareti del tronco di piramide α corrisponde un angolo allo spigolo $\alpha' = \arctg \frac{\sqrt{2}}{2} \operatorname{tg} \alpha$, si ritrova un valore della deformazione maggiore più alta per la zona relativa alla faccia della piramide (zona A in figura 7.22a) rispetto allo spigolo (zona B in figura 7.22a); ciò trova giustificazione attraverso considerazioni geometriche in quanto, sotto l'ipotesi di deformazione uniforme della zona deformata, per queste zone si possono valutare deformazioni maggiori proporzionali a $\sec \alpha$ e $\sec \alpha'$ (con $\alpha > \alpha'$); inoltre, la zona A è caratterizzata dal valore della deformazione minore pressoché nullo, mentre la C presenta tale componente confrontabile con il valore della deformazione maggiore, a causa della curvatura provocata dal punzone (zone B e A di figura 7.23a); per i tronchi di cono, la zona deformata presenta una deformazione maggiore in direzione radiale; tale deformazione risulta variabile e presenta un massimo nella zona centrale della superficie conica (zona B in figura 7.22b), a partire dal punto in cui la pendenza reale è uguale alla teorica. Infatti, per le spire iniziali il valore della pendenza è influenzato dalla deformazione elastica e plastica della lamiera nella zona esterna alla prima spira. Per questo motivo, il valore dell'angolo di inclinazione nella zona iniziale risulta minore di quello teorico (zona A in figura 7.22b). La deformazione circonferenziale (la più piccola) si mantiene pressoché costante (figure 7.21b e 7.23b);
- La zona presentante la deformazione più gravosa per i tronchi di piramide è quella di passaggio dalla zona piana allo spigolo (zona C in figura 7.22a), in quanto, alla deformazione della zona piana si somma un contributo, sia in termini di deformazione maggiore che minore, derivante dalla curvatura dello spigolo (zona C in figura 7.23a). Ciò giustifica la posizione in cui si verifica la rottura per le geometrie in esame; per i tronchi di cono, la zona che presenta la massima deformazione è quella radiale lungo la quale il punzone realizza l'avanzamento verticale in quanto, alla deformazione maggiore isocirconferenziale, si somma un contributo, sia in termini di deformazione maggiore che minore, derivante dalla curvatura del punzone in corrispondenza dell'incremento di quota. Ciò giustifica la posizione in cui si verifica la rottura per le geometrie in esame. La pressoché costanza dello stato deformativo lungo una circonferenza giustifica la propagazione della frattura all'avanzare del percorso utensile, così come verificatosi sperimentalmente e mostrato in figura 7.19;

- Il valore massimo di $\epsilon_{\max} + \epsilon_{\min}$ per la simulazione in esame è stato riscontrato per le ultime zone esaminate, ed è pressoché pari al valore sperimentale di 115 (figura 7.23), il che porta a concludere che, mediante l'analisi numerica, sarebbe stato possibile ipotizzare un valore massimo dell'angolo di formatura.

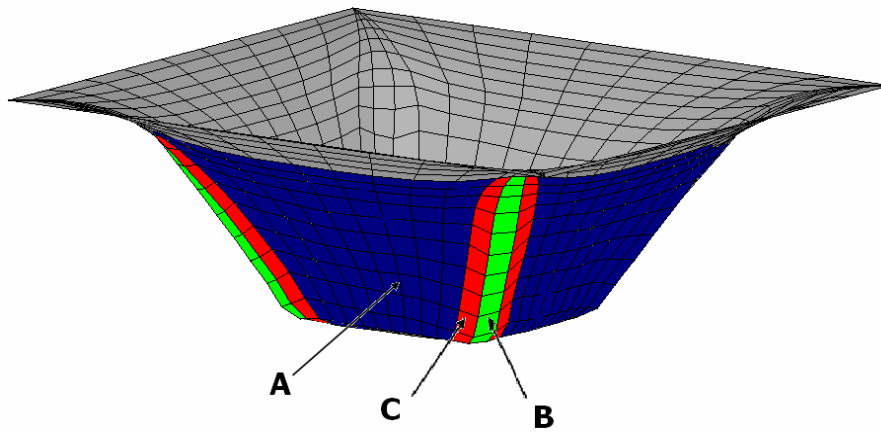
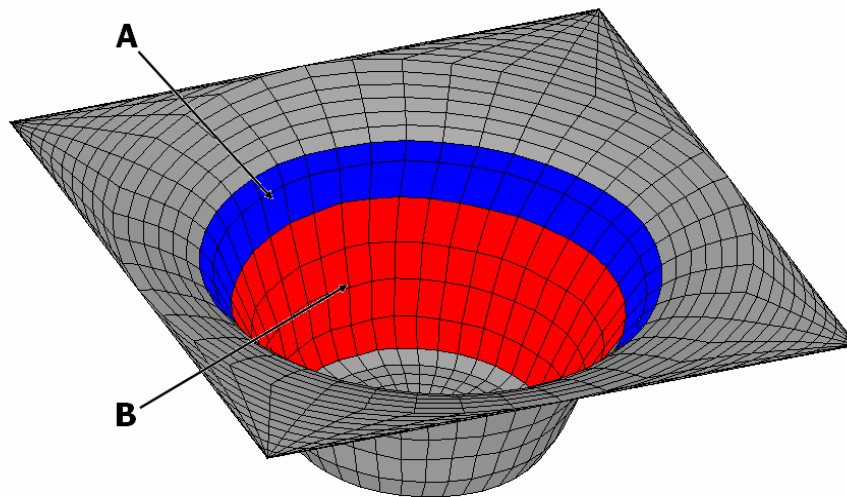
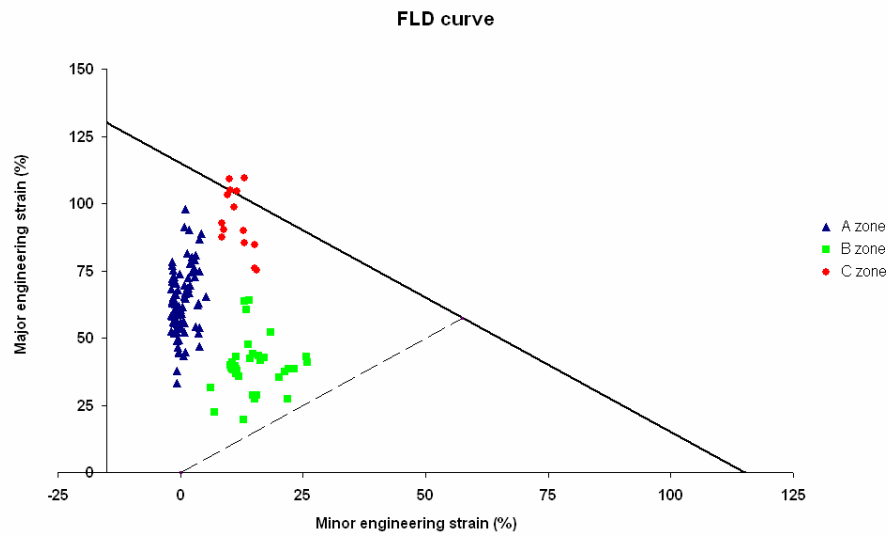
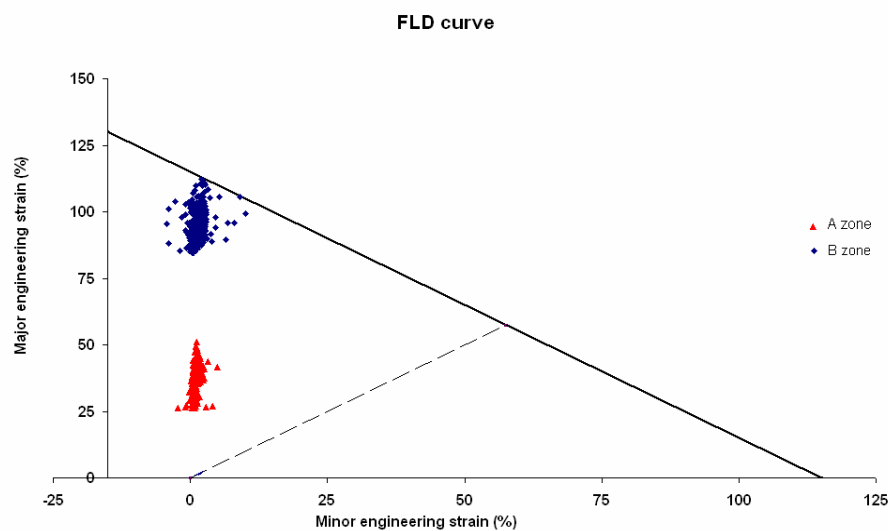
**a****b**

Figura 7.22) Differenti zone in LS-DYNA per tronchi di piramide e cono

**a****b****Figura 7.23) Curve di formabilità in LS-DYNA**

7.4 INFLUENZA DEL FATTORE ROTAZIONE DELL'UTENSILE NEL PROCESSO DI INCREMENTAL FORMING

In questo lavoro si è valutata l'influenza della rotazione dell'utensile, in termini di forze esplicate nel contatto punzone-lamiera, di temperatura e finitura superficiale, per il processo

di incremental forming di lamiere in lega di alluminio. Tale valutazione è stata condotta mediante una campagna sperimentale, che ha previsto la realizzazione di tronchi di piramide, ponendo il punzone in rotazione con diversi valori della velocità e per entrambi i versi di rotazione. Alla fase sperimentale è seguita una analisi delle forze di contatto esplicate dal contatto lamiera-punzone, delle temperature raggiunte e della finitura superficiale delle geometrie realizzate.

Al fine di valutare l'influenza della velocità e del verso di rotazione del punzone in una lavorazione di incremental forming, è stato preliminarmente valutato il coefficiente di attrito nel contatto punzone-lamiera. Tale valutazione si rende necessaria per lo studio che si sta conducendo in quanto, in assenza di attrito, risulterebbe ininfluente sia il valore che il verso della velocità di rotazione del punzone sul processo in esame. Il contatto punzone-lamiera è stato lubrificato mediante olio in quanto geometrie realizzate in assenza di lubrificazione hanno registrato strappi della lamiera. Sono stati utilizzati punzoni in acciaio con testa semisferica da 10 mm di diametro per la formatura delle lamiere. Le lamiere impiegate, di spessore 1 mm, sono di una lega di alluminio 7075-T0, le medesime di quelle impiegate nel lavoro precedentemente illustrato.

La valutazione del coefficiente di attrito è stata condotta mediante prove di scorrimento del punzone su provini di 20 mm di larghezza. Le prove sono state realizzate attraverso un centro di lavoro a CNC. Al fine di valutare il coefficiente di attrito e non lo sforzo orizzontale collegato alla piegatura della lamiera, è stato impostato un percorso che prevede un abbassamento verticale succeduto da 4 passate orizzontali di 80 mm di lunghezza, con velocità di avanzamento pari a quella impiegata per la realizzazione delle geometrie, ossia 1000 mm/min.

Il coefficiente di attrito è stato misurato mediante la valutazione del rapporto tra la forza orizzontale e verticale esplicate nel corso del contatto punzone-lamiera, in corrispondenza della terza e quarta passata. Questo test è stato condotto a 0, 200 e 600 rpm. I valori dei coefficienti di attrito registrati sono stati rispettivamente 0.19, 0.11 e 0.06.

Le geometrie, realizzate a partire da una zona quadrata di dimensioni 100·100 mm, sono tronchi di piramide. Il percorso utensile (figura 7.15a) presenta $l=74.226$ mm in modo da realizzare una base ideale di 80 mm di lato, con passo di avanzamento pari a $p=0.5$ mm, fino ad una profondità $z=39$ mm. L'angolo di inclinazione delle pareti del tronco di piramide è pari ad $\alpha=60^\circ$, valore per il quale non si verifica l'insorgere di fratture. Nel caso in esame, sono

state rilevate la forza verticale ed una sola tra le orizzontali (Z e X in figura 7.15a), in quanto uguali a meno di una sfasatura dei valori.

Per ciascuna prova è stata impostata una velocità di avanzamento di 1000 mm/min. Le prove sono state condotte per velocità di rotazione di 200 e 600 giri/min, in entrambi i versi di rotazione, e per punzone non in rotazione. La temperatura sulla faccia esterna dei tronchi di piramide è stata misurata mediante l'utilizzo di 2 termocoppie.

Sono state condotte analisi sia in termini di forze esplicate nel contatto punzone lamiera, che in termini di temperature sviluppate e di rugosità superficiale delle geometrie realizzate.

6.3.1 Forze esplicate nel contatto punzone-lamiera

Le seguenti considerazioni sono di carattere generale, quindi valevoli per tutte le velocità e riguardano aspetti qualitativi delle forze di formatura registrate:

- Le forze orizzontali e verticali presentano un trend crescente fino al momento in cui si stabilizza la zona di contatto; al tratto crescente segue un tratto in cui il trend risulta costante (figura 7.24);
- I picchi di forza verticale sono in corrispondenza dei vertici del quadrato, dove l'area di contatto punzone-lamiera è maggiore (figura 7.25); tra i picchi, i maggiori si hanno nel vertice A, lungo il quale si realizza l'incremento di quota (picchi indicati con A in figura 7.26);
- La forza verticale non presenta significative differenze al variare del verso di rotazione (figura 7.27);
- Le forze orizzontali presentano 2 tratti distinti (figura 7.28): il primo tratto (a) in cui prevale il contributo legato all'attrito per il movimento relativo tra punzone (traslazione) e lamiera e lo schiacciamento del passo di avanzamento; il secondo tratto (b) in cui prevale il contributo legato alla spinta sulla faccia laterale del tronco di piramide. Da ciò discende che il contatto sulla superficie laterale non si esplica lungo un segmento (geometria ideale).
- In entrambi i casi rientra una componente legata alle forze d'attrito discendente dalla rotazione del punzone (figura 7.29): nel caso di rotazione concorde, tale contributo si va a sottrarre nel tratto 1 ed a sommare nel 2; il contrario capita per rotazione discorde. Ciò giustifica le differenze tra i 2 casi.

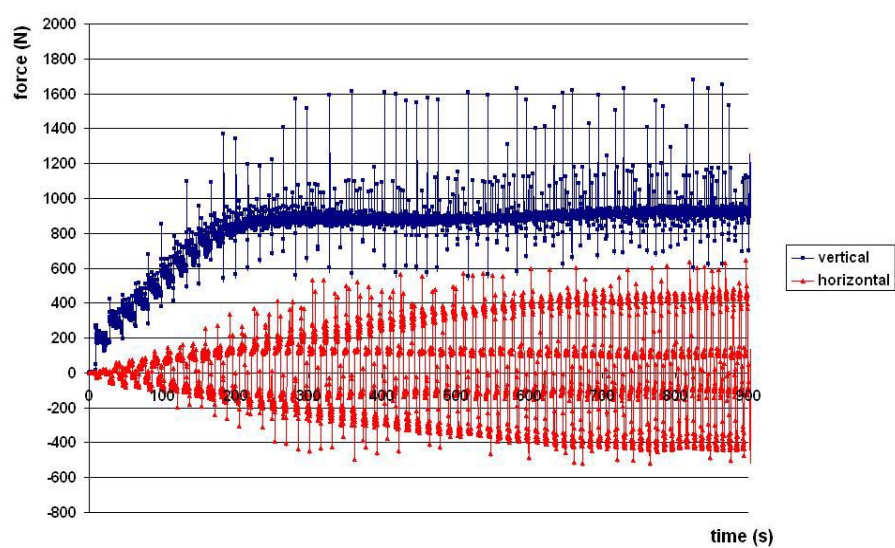


Figura 7.24) Trend delle forze orizzontali e verticali

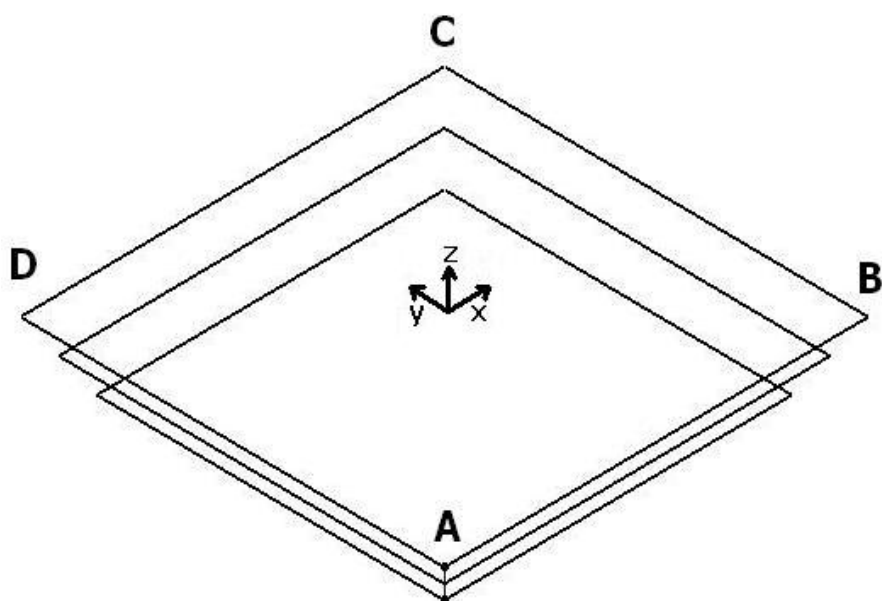


Figura 7.25) Spigoli del percorso utensile

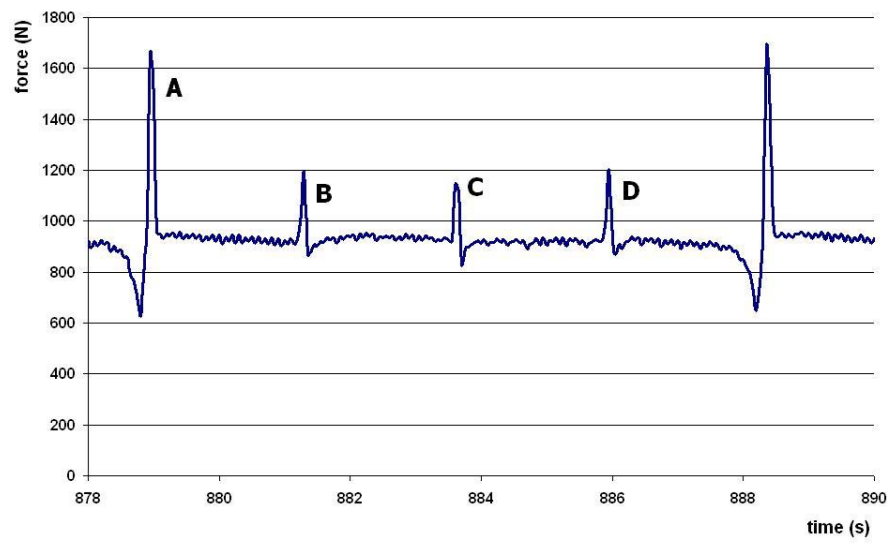


Figura 7.26) Picchi delle forze

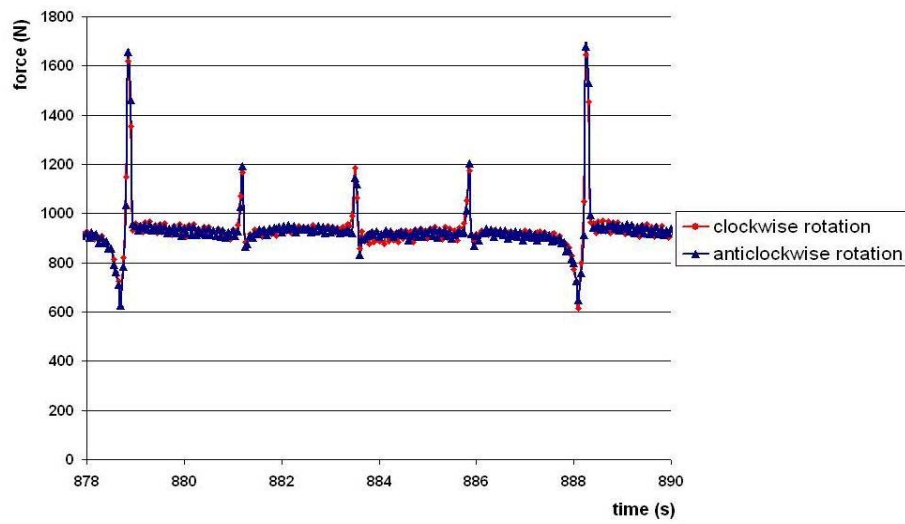


Figura 7.27) Forze verticali

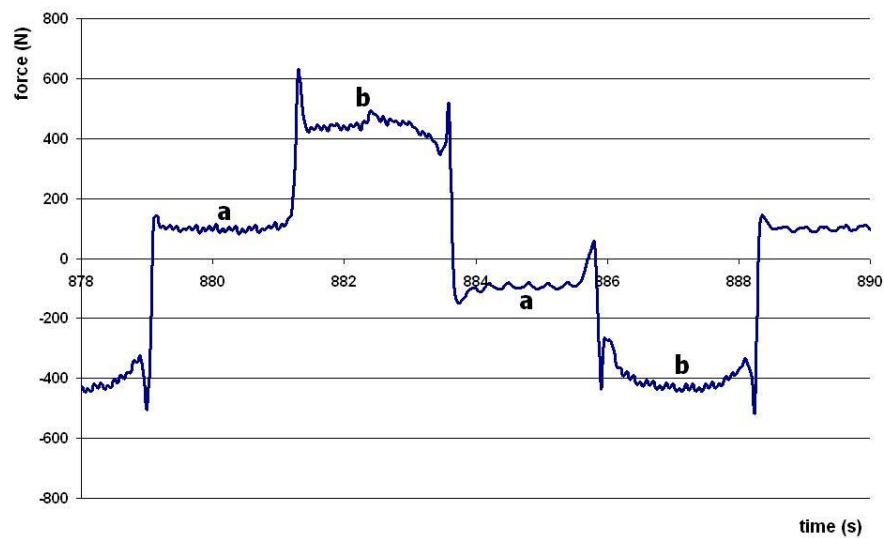


Figura 7.28) Forze orizzontali

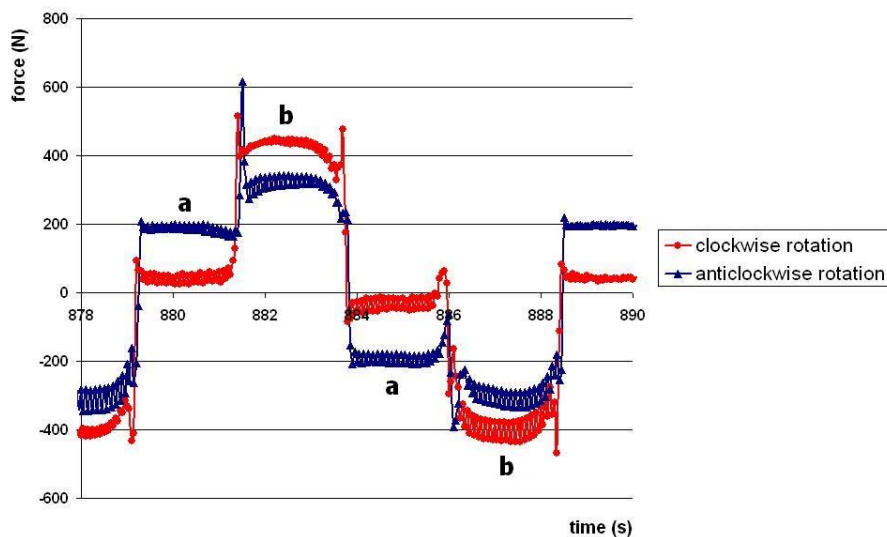


Figura 7.29) Forze orizzontali per i 2 versi di rotazione

Si passi ora ad effettuare un'analisi di confronto per le diverse velocità di rotazione.

- Le forze verticali, analizzate per rotazione concorde all'avanzamento del punzone, presentano valori del trend pressoché uguali, comunque contenuti in una fascia di variabilità del 10%. Tali valori sono crescenti al decrescere della velocità di rotazione del punzone (figura 7.30).
- Per le forze orizzontali, occorre precisare meglio le due aliquote contraddistinte dalle lettere a e b: il tratto a è costituito dalla spinta di appiattimento del gradino a cui si somma

l'aliquota di attrito associato alla traslazione del punzone, mentre si sottrae, per rotazione concorde, l'aliquota associata alla rotazione del punzone; il tratto b è costituito dalla spinta laterale più, per rotazione concorde, un'aliquota di attrito dovuto alla rotazione. Ovviamente, le considerazioni sulle componenti di forza discendenti dalla rotazione del punzone vanno capovolte nel caso di rotazione discorde. Queste considerazioni trovano riscontro sperimentale, per i tratti indicati in figura 7.31, così come si può osservare nelle figure 7.32 e 7.33.

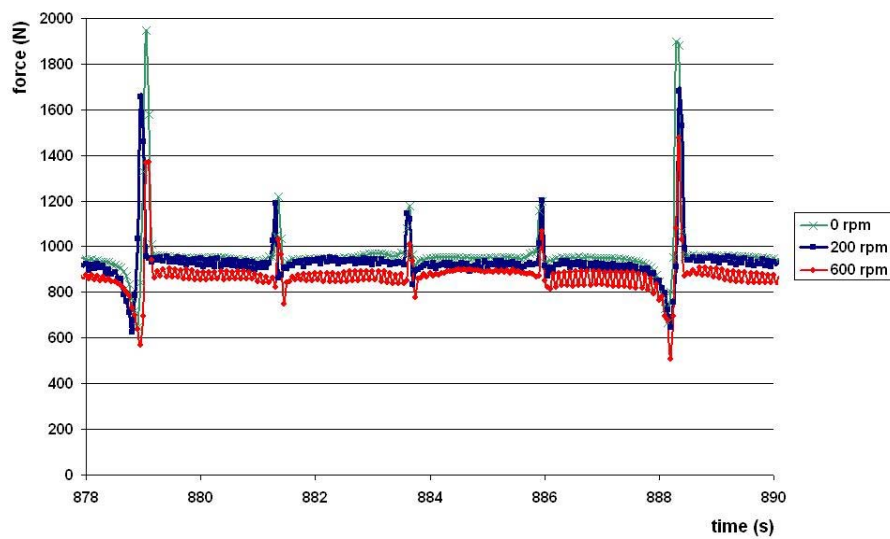


Figura 7.30) Forze verticali al variare della velocità di rotazione

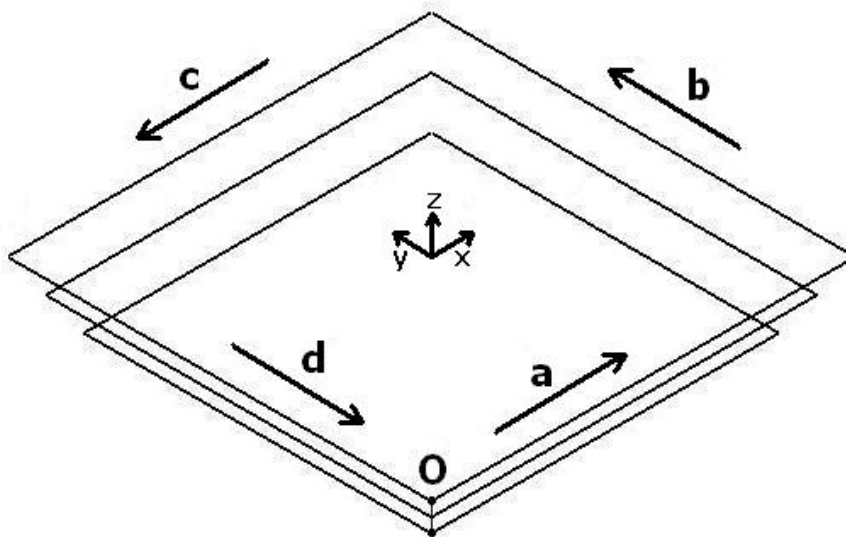


Figura 7.31) Tratti del percorso utensile presentanti diversi andamenti delle forze orizzontali

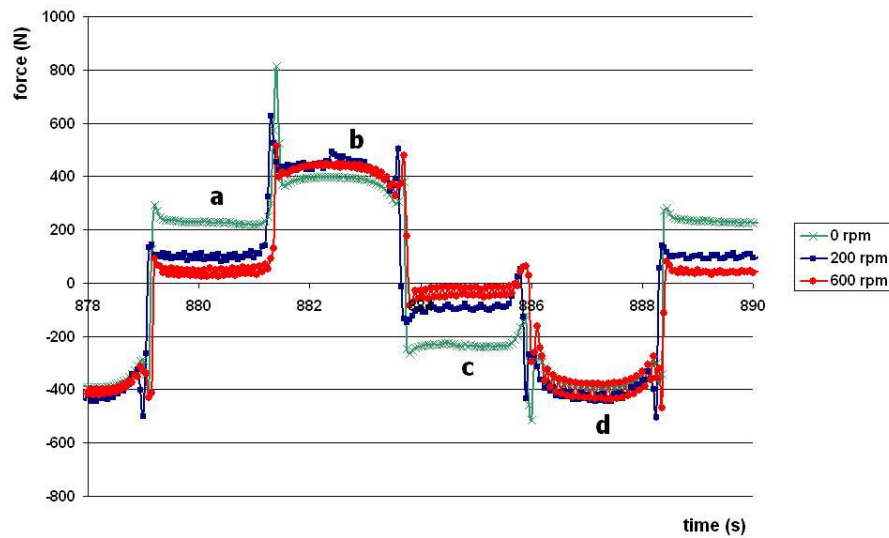


Figura 7.32) Forze orizzontali per verso di rotazione concorde

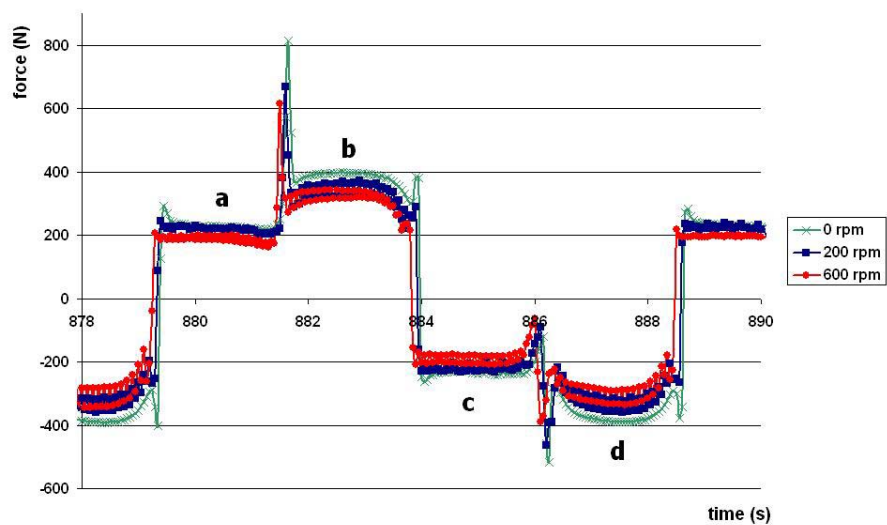


Figura 7.33) Forze orizzontali per verso di rotazione discorde

6.3.2 Analisi termica

È stata altresì condotta una analisi termica relativa alle prove effettuate. In tabella 7.1 si riportano i salti termici relativamente alla temperatura ambiente. Tali valori indicano un maggiore sviluppo di calore al crescere della velocità di rotazione del punzone in quanto aumenta il movimento relativo tra punzone e lamiera.

rpm	ΔT	
	Clockwise rotation	Anticlockwise rotation
0	1.8	
200	11	9
600	32	28

Tabella 7.1) Variazioni di temperatura

6.3.3 Rugosità superficiale

L'analisi della rugosità superficiale è stata condotta mediante una campagna sperimentale. Sono stati rilevati 10 valori di rugosità per i 5 casi diversi di rotazione su ciascuna di 2 facce contigue, in modo da condurre la valutazione sia lungo la direzione di laminazione che trasversalmente ad essa. Dopo un preliminare test di adattamento dei dati ad una distribuzione normale (condotto mediante il test di Kolmogorov-Smirnov, con livello di significatività 0.95), si è passati ad effettuare il test di Student sulla differenza tra le medie dei valori registrati al variare delle direzioni. Il test, con livello di significatività del test $1-\alpha=0.95$, ha rilevato una differenza significativa tra le medie di rugosità valutate lungo RD e TD. In seguito è stata condotta una ANOVA ad un fattore e 5 livelli per entrambe le direzioni di cui sopra. Assegnato un livello di significatività del test $1-\alpha=0.95$, per entrambe le direzioni è stata rigettata l'ipotesi nulla di ininfluenza del fattore rotazione. Col conforto delle medie per i diversi fattori per le 2 direzioni (figura 7.34), da cui si evince la differenza significativa delle medie stesse a seconda della direzione, si può risalire al peso del primo livello, ossia la prova condotta non imponendo rotazione al punzone.

In seguito a tale osservazione, è stata ricondotta l'ANOVA escludendo il primo livello. In entrambe le direzioni si è riscontrato che non si può rigettare l'ipotesi nulla di ininfluenza del fattore rotazione. Se ne possono trarre le seguenti 2 conclusioni:

- La rugosità risente dell'anisotropia del materiale, in quanto presenta un valore più elevato lungo la direzione trasversale a quella di laminazione;
- Per entrambe le direzioni, la rugosità decresce passando da lavorazione con punzone non in rotazione a punzone in rotazione. Non sono state riscontrate differenze significative al variare della velocità tanto meno del verso di rotazione.

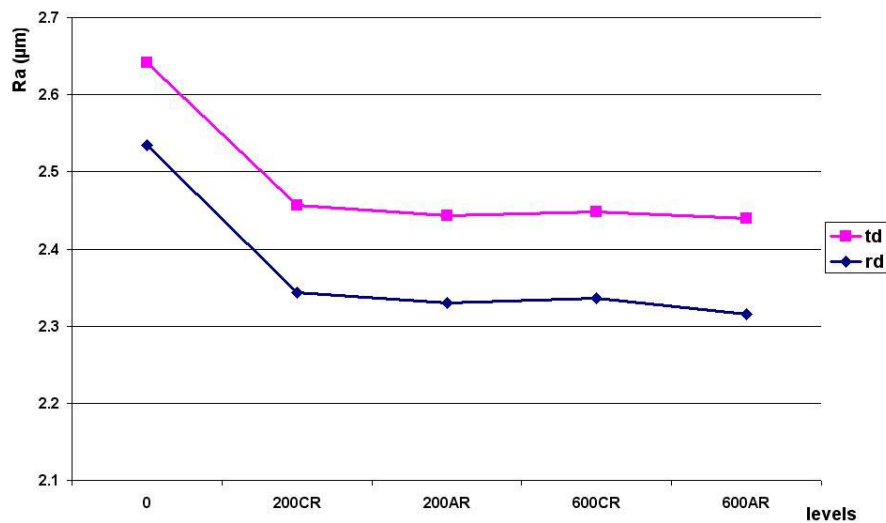


Figura 7.34) Valori di rugosità per i diversi livelli del fattore rotazione dell'utensile

In conclusione, la campagna sperimentale ha portato alla valutazione di differenze poco sensibili delle forze verticali, mentre sono significative le differenze al variare del verso di rotazione in termini di andamento delle forze orizzontali, a causa della componente di forza di attrito legata alla rotazione stessa. L'analisi termica ha rilevato un maggior sviluppo di calore al crescere della velocità di rotazione, il che può inficiare la bontà delle caratteristiche di lubrificazione. La riduzione delle forze al crescere della rotazione dell'utensile non costituisce un apprezzabile vantaggio in quanto le forze verticali, presentanti i valori maggiori, non ne risentono sensibilmente.

Differenze più significative sono state registrate nell'analisi della rugosità superficiale. In particolare, è stata riscontrata una differenza significativa della rugosità a seconda che sia stata registrata lungo la direzione di laminazione o trasversalmente ad essa, quindi la rugosità risente dell'anisotropia del materiale. Differenti sono anche i valori a seconda che il punzone venga messo o meno in rotazione, mentre ne velocità ne verso di rotazione influenzano la grandezza analizzata.

7.5 CONCLUSIONI

Gli studi condotti, con i relativi risultati raggiunti, sono brevemente illustrati in seguito:

- Analisi delle forze di imbutitura in relazione al percorso ed al diametro dell'utensile; tale analisi ha consentito di trarre conclusioni relative alle forze esplicate nel contatto punzone-lamiera al variare della tipologia del percorso utensile e delle dimensioni del punzone. È stato altresì effettuato un confronto tra i valori di forza valutati mediante analisi FEM con quelli misurati sperimentalmente. L'analisi FEM ha consentito l'individuazione dei punti in cui si raggiungono le condizioni di rottura mediante la valutazione dei valori di sollecitazione.
- Valutazione del massimo angolo di inclinazione di tronchi di piramide e cono; mediante tale valutazione e la simulazione FEM del processo si è ottenuto un utile strumento per valutare i limiti di formabilità per le geometrie sotto esame e si sono potute trarre utili informazioni relative ai diversi stati deformativi interessanti le aree della lamiera interessate alla deformazione.
- Valutazione dell'influenza della rotazione dell'utensile; mediante tale analisi si è risaliti all'influenza del suddetto parametro, in termini di velocità e verso, sul processo di incremental forming.

Sulla base degli studi condotti, si è potuta riscontrare la capacità dell'incremental forming di venire incontro alle esigenze più disparate in termini di geometrie realizzabili, il che consente di affermare che trattasi di un processo altamente flessibile; inoltre, è stata valutata la bontà del codice di calcolo impiegato a simulare il processo in esame. Ne è scaturita la possibilità di realizzare geometrie complesse, previo uno studio agli elementi finiti del processo da condurre. In seguito all'analisi dei risultati forniti dal codice di calcolo, in principal luogo in termini di curve di formabilità e bontà geometrica, si è passati alla realizzazione delle geometrie stesse. A titolo esemplificativo si portano due casi affrontati; in entrambi i casi si riporta il modello simulato, di cui si evidenziano gli spessori al termine dell'analisi, e il componente effettivamente realizzato a valle dell'analisi numerica.

Il primo caso è mostrato nelle figure 7.35 e 7.36; trattasi di una geometria asimmetrica di grandi dimensioni rispetto ai casi esaminati precedentemente (si è partiti da una area utile di

lamiera di 240x240 mm). Il materiale di cui è composta la lamiera è un comune acciaio, con spessore iniziale di 0.5 mm.

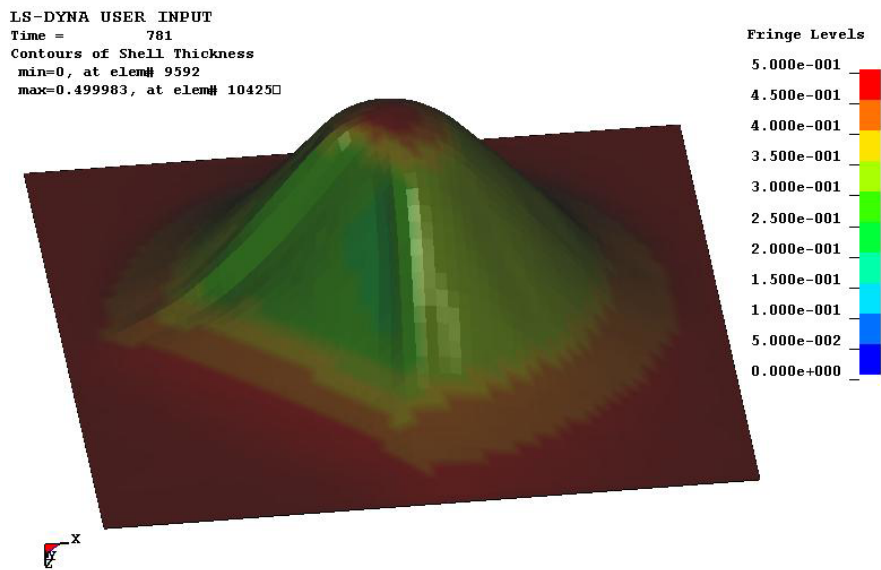


Figura 7.35) Geometria complessa simulata in LS-DYNA

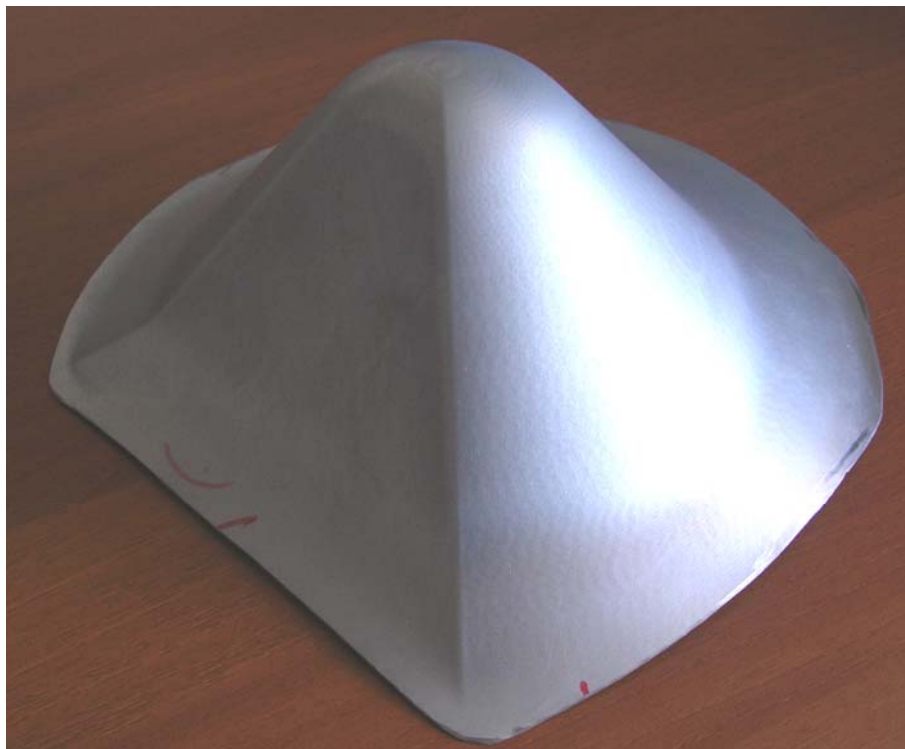


Figura 7.36) Geometria complessa realizzata mediante incremental forming

L'elevata formabilità associata al processo di incremental forming, discendente dalla deformazione uniforme del materiale formato, ha consentito di ottenere tale geometria a partire da uno spessore iniziale di 0.5 mm, per una profondità di imbutitura di 92 mm.

Con il secondo caso riportato si è constatata la possibilità di realizzare una geometria complesse mediante l'ausilio di un supporto. Trattasi di un cono di piramide presentante un secondo tronco che si sviluppa a partire dalla base del primo, lungo la stessa direzione ma in verso opposto. Il modello simulato, con l'analisi degli spessori, è riportato in figura 7.37. La geometria effettivamente realizzata, a partire dalle geometrie e col materiale impiegati già per lo studio sugli angoli di inclinazione di tronchi di piramide e cono, è riportata in figura 7.38, mentre in figura 7.39 è riportato il supporto, realizzato mediante macchina di prototipazione rapida, impiegato per la realizzazione della geometria stessa.

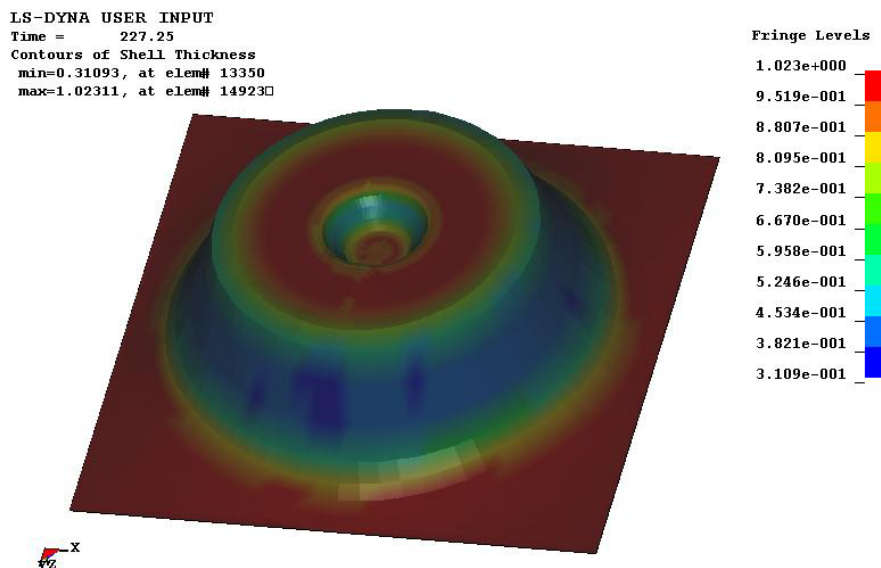


Figura 7.37) Doppio tronco di cono simulato in LS-DYNA



Figura 7.38) Doppio tronco realizzato mediante incremental forming



Figura 7.39) Stampo impiegato per la realizzazione della geometria di figura 7.38

CONCLUSIONI

Il lavoro condotto su due processi innovativi di formatura di lamiere metalliche, quali l'hydroforming e l'incremental forming, ha presentato le caratteristiche principali di tali processi ed è stato incentrato su un'analisi numerico sperimentale, i cui obiettivi principali sono stati l'ottimizzazione del processo di formatura di un componente di geometria complessa realizzato mediante il processo di hydroforming e l'analisi di alcuni parametri chiave del processo di incremental forming.

L'analisi condotta in relazione al processo di hydroforming ha consentito di apprezzare la validità del codice di calcolo LS-DYNA come strumento per simulare i processi di formatura di lamiere; a seguito, tale strumento ha consentito di dare rigore a quelle soluzioni nel processo in esame che discendevano dalla semplice esperienza degli operatori ed ha consentito l'ottimizzazione del ciclo di produzione di un componente di geometria complessa. La buona rispondenza nel confronto numerico sperimentale ha consentito di desumere l'affidabilità dei risultati forniti dal programma LS-DYNA, il che potrà portare alla possibilità di migliorare cicli già esistenti, ma anche di progettare nuovi componenti e cicli di produzione con vantaggi in termini di tempo ed economici.

Gli studi condotti sul processo di incremental forming hanno consentito di trarre informazioni relativi ad alcuni parametri chiave del processo, quali l'analisi delle forze esplicate nel corso della formatura in funzione del diametro e del percorso utensile, la valutazione del massimo angolo di inclinazione di tronchi di piramide e cono; e l'influenza della rotazione dell'utensile in termini di velocità e verso.

Gli studi condotti hanno evidenziato la capacità dell'incremental forming di venire incontro alle esigenze più disparate in termini di geometrie realizzabili; ciò si traduce in un'alta flessibilità del processo in esame, da cui la possibilità di realizzare geometrie complesse, previo uno studio agli elementi finiti del processo da condurre.

BIBLIOGRAFIA

- [1] S. Thiruvarudchelvan, F. W. Travis. “Hydraulic-pressure-enhanced cup-drawing processes-an appraisal”, *Journal of Materials Processing Technology* 140 (2003), pp. 70-75;
- [2] H. Singm. “Fundamentals of hydroforming” (2003), pp. 32-35;
- [3] G. Chabert. “Hydroforming techniques in sheet metal industries”, in *Proceedings of the Fifth International Congress on Sheet Metal Work, International Council for Sheet Metal Development* (1976), pp. 18-34;
- [4] F. J. Fuchs Jr.. “Hydrostatic pressure: 1st role in metal forming”, *Mech. Eng.* (1966), pp. 34-40;
- [5] S. Thiruvarudchelvan, H. Wang. “Investigations into the hydraulic-pressure augmented deep drawing process”, *Journal of Materials Processing Technology* 110 (2001), pp. 112-126;
- [6] Norma UNI EN 10130:2000, appendice B. Metodo di determinazione del modulo di incrudimento n, pp. 14-15;
- [7] E. M. Mielnik. “Fundamentals of elasticity and plasticity”, *Metalworking science and engineering* (1991), pp. 89-109;
- [8] Danckert J and Nielsen KB. “Determination of the plastic anisotropy r in sheet metal using automatic tensile test equipment”, *Journal of Materials Processing Technology* 73 (1998), 276-280;
- [9] S. S. Hecker. “Experimental Studies of Sheet Stretchability”, in *Formability: Analysis Modeling and Experimentation, Proc. Of Symp.* (October 1977), S. S. Hecker, A. K. Ghosh and H. L. Gegel (eds.), *Pub. Of AIME*, p. 165;
- [10] V. Nagpal, T. L . Subramanian, T. Altan. “Technical Report AFML-TR-79-4168”, *ICAM Mathematical Modeling of Sheet Metal Formability*

- Indices and Sheet Metal Forming Processes (November 1979), AFML/LTC, W-PAFB, Ohio, p. 66;
- [11] E. W. Hart, C. Y. Li, H. Yamada, G. L. Wire. "Phenomenological Theory: A Guide to Constitutive Relations and Fundamental Deformation Properties" Constitutive Equations in Plasticity, A. S. Argon (ed.), MIT Press, Cambridge, Massachusetts (1975);
- [12] A. S. Kasher, D. G. Adams, J. A. Dicello. "Sheet Metal Forming Limits with Manufacturing Applications", presented at the Twenty-First Sagamore Army Materials Conference on Advances in Deformation Processing (Aug. 13-16 1974);
- [13] E. M. Mielnik. "Deep drawing considerations and evaluation of formability", Metalworking science and engineering (1991) pp. 807-820;
- [14] A. J. McCaandless, A. S. Bahrani. "Strain Paths, Limit Strains and Forming Limit Diagram", 7th NAMRC (1979), SME, pp. 184-190;
- [15] A. K. Ghosh. "How to Rate Stretch Formability of Sheet Metals", Metal Progress, ASM (May 1975), pp. 52-54;
- [16] A. K. Ghosh. "The Effect of Lateral Drawing-In on Stretch Formability", Metal engr. Quartely, ASM (August 1975), pp. 53-61;
- [17] Y.H. Kim, J.J. Park. "Effect of process parameters on formability in incremental forming of sheet metal", Journal of Materials Processing Technology 130-131 (2002), pp. 42-46;
- [18] M.S. Shim, J.J. Park. "The formability of aluminum sheet in incremental forming", Journal of Materials Processing Technology 113 (2001), pp. 654-658;
- [19] L. H. Lang, J. Danckert, K. B. Nielsen. "Analysis of key parameters in sheet hydroforming combined with stretching forming and deep drawing", Proc. Instn. Mech. Engrs Vol. 218 Part B : J. Engineering Manufacture, pp. 845-856;

-
- [20] M. Tolazzi, M. Vahl, M. Geiger. "Determination of friction coefficients for the finite element analysis of double sheet hydroforming with a modified cup test", Sixth International ESAFORM conference on Material Forming, Salerno, Italy (2003), pp. 479-482;
- [21] S. Thiruvarudchelvan, W. Lewis. "A note on hydroforming with constant fluid pressure", Journal of Material Processing Technology 88 (1999), pp. 51-56;
- [22] W. Panknin, W. Mulhauser. "Principles of the hydroform process", Mitt. Forschung, Blechver 24 (1957), pp. 269-277;
- [23] G. Palombo, L. Tricarico. "Effects of the pressure growth law on Sheet metal Hydroforming", Sixth International ESAFORM conference on Material Forming, Salerno, Italy (2003), pp. 471-474;
- [24] L. Lang, J. Danckert, K. B. Nielsen. "Investigation into hydrodynamic deep drawing assisted by radial pressure Part I. Experimental observations of the forming process of aluminium alloy", Journal of Materials Processing Technology 148 (2004), pp. 119-131;
- [25] E. Ceretti, C. Giardini, A. Attanasio. "Experimental and simulative results in sheet incremental forming on CNC machines", Journal of Materials Processing Technology 152 (2004), pp. 176-184;
- [26] J. Kopac, Z. Kampus. "Incremental sheet metal forming on CNC milling machine-tool", Journal of Materials Processing Technology 162-163 (2005), pp. 622-628;
- [27] J.J. Park, Y.H. Kim. "Fundamental studies on the incremental sheet metal forming technique", Journal of Materials Processing Technology 140 (2003), pp. 447-453;
- [28] G. Ambrogio, I. Costantino, L. De Napoli, L. Filice, L. Fratini, M. Muzzupappa. "Influence of some relevant process parameters on the dimensional accuracy in incremental forming - a numerical and

- experimental investigation”, *Journal of Materials Processing Technology* 153-154 (2004), pp. 501-507;
- [29] L. Carrino, G. Giuliano, M. Strano. “The effect of the punch radius in dieless incremental forming”, *Intelligent Production Machines and Systems - 2nd IPROMS Virtual International Conference* (3-14 July 2006); pp. 204-209;
- [30] M. Strano, L. Sorrentino, L. Carrino. “Some issues about tools and friction in the negative dieless incremental forming process”, *Steel grips 2, Suppl. Metal Forming* (2004), pp. 345-349;
- [31] F. Capece Minutolo, M. Durante, A. Formisano, A. Langella. “Forces analysis in sheet incremental forming and comparison of experimental and simulation results”, *Intelligent Production Machines and Systems - 2nd IPROMS Virtual International Conference* (3-14 July 2006), pp. 229-234;
- [32] Kun Dai, Z.R. Wang, Yi Fang. “CNC incremental sheet forming of an axially symmetric specimen and the locus of optimization”, *Journal of Materials Processing Technology* 102 (2000), pp. 164-167;
- [33] K. B. Nielsen, M. R. Jensen, J. Danckert. “Optimization of sheet metal forming processes by a systematic application of finite element simulations”, *Second European LS-DYNA User Conference*, Gothenburg, Sweden (1999), A3-A16;
- [34] M. R. Jensen, L. Olovsson, J. Danckert, K. B. Nielsen. “Aspects of finite element simulation of axi-symmetric hydromechanical deep drawing”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Trans. ASME*. 123 (2001), pp. 411-415;
- [35] L. H. Lang, J. Danckert, K.B. Nielsen. “Virtual simulation of failure control during hydromechanical deep drawing without a draw die using

- strong anisotropic materials”, Sixth International ESAFORM conference on Material Forming, Salerno, Italy (2003), pp. 443-446;
- [36] Manuale d’uso e manutenzione della pressa oleodinamica Cincinnati modello 25-10-12. Muraro S.p.a., stabilimento di Montorso (Vi) (1996);
- [37] Z.Y. Cai, M.Z. Li. “Finite element simulation of multi-point sheet forming process based on implicit scheme”, Journal of Materials Processing Technology 161 (2005), pp. 449-455;
- [38] H. Iseky. “An approximate deformation analysis and FEM analysis for the incremental bulging of sheet metal using a spherical roller”, Journal of Materials Processing Technology 111 (2001), pp. 150-154.